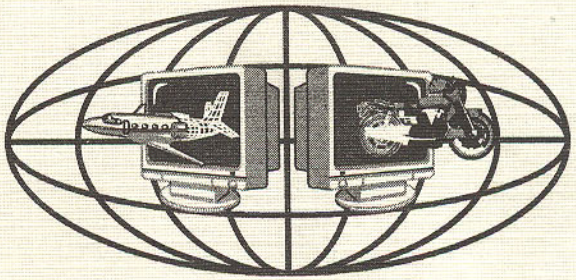
ДОНЕЦКИЙ
НАЦИОНАЛЬНЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Международный сборник научных трудов

ВЫПУСК 31



ДОНЕЦК - 2006

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ДОНЕЦЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ

ПРОГРЕСИВНІ ТЕХНОЛОГІЇ І СИСТЕМИ МАШИНОБУДУВАННЯ

Міжнародний
збірник наукових праць

Випуск 31

Донецьк - 2006

ББК К5я54
УДК 621.01(06)

ISBN 966-377-018-X

Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. — Донецьк: ДонНТУ, 2006. — Вип. 31. — 365 с.

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 і спеціалістів у галузі машинобудування.

Видається при сприянні Міжнародного союзу машинобудівників.

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ:

Мінаев 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 № 2 от 24 березня 2006 р.).

Адреса редакційної колегії:

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

ISBN 966-377-018-X © Донецький національний технічний університет, 2006

ИССЛЕДОВАНИЕ РАДИАЛЬНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ В КОНТАКТЕ ПОЛОГО ЦИЛИНДРА С ВОГНУТОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ БЛИЗКОЙ КРИВИЗНЫ

Александров И. В., Волошин А. И., Лесняк Г. А., Стрельников В.Н.
(ЗАО НКМЗ, г. Краматорск, Украина)

The problem about interacting convex - concave cylindrical surfaces with a close curvature is solved. It represents special interest for transmissions with intermediate solids of revolution, where the thin-walled roller contacts to cylindrical surfaces in half-spaces. At statement of the given problem the shape of a contacting skew field is taken into account: solutions of a problem about plainly-strained state the hollow cylinder and a semicircular cylindrical surface in an elastic half-space are used.

При правильной эксплуатации закрытых зубчатых передач, основной причиной выхода их из строя служит контактный износ поверхностей зубьев. Это обусловлено прежде всего функциональной особенностью высших кинематических пар, ограничивающих контакт активных поверхностей линией или точкой. Постоянный интерес к контактным задачам обусловлен не прекращающимся ростом требований к нагрузочной способности, ресурсу работы, надёжности передач зацеплением, диктуемыми не только конкурентными прзнаками продукции, но и динамикой развития современного производства.

Целью исследования является совершенствование методов расчёта деформации элементов зацепления передач с упругими промежуточными телами качения [1 - 5].

В частности наибольший практический интерес представляют радиальные деформации, обеспечивающие многопоточность зацепления, стабилизирующие передаточное отношение, уравновешивающие распределение нагрузки на зубья.

Производство новой разновидности передач с промежуточными телами качения представлены на рис. 1 – 4.

В процессе передачи крутящего момента, ролики выполненные в виде тонкостенных цилиндров, испытывают упругие деформации с радиальной компонентой w [6]:

$$w = \frac{2a^4}{\pi D} \cdot \int_{-\theta_0}^{+\theta_0} \left\{ P(\theta) \sum_{n=2,4,\ldots} \left[\frac{\cos n(\varphi - \theta)}{\left(n^2 - 1\right)^2} \right] \right\} d\theta, \qquad (1)$$

где a – радиус срединной поверхности оболочки; D – цилиндрическая жёсткость оболочки; $P(\theta)$ – распределение нормальной силы в зацеплении; θ_0 – угловая координата определяющая протяжённость действие нормальной силы $P(\theta)$; φ - угловая координата некоторой точки на поверхности оболочки.

Составим интегральное уравнение для определения закона распределения нормального давления. Просуммируем ряд под знаком интеграла (1). Обозначим

$$\Phi(\varphi - \theta) = \sum_{n=2,4,\ldots} \left[\frac{\cos n(\varphi - \theta)}{\left(n^2 - 1\right)^2} \right]. \qquad (2)$$

Полагаем $\theta = 0$,

$$\Phi(\varphi) = \sum_{n=2,4,\ldots} \left[\frac{\cos n\varphi}{\left(n^2 - 1\right)^2} \right]. \qquad (3)$$

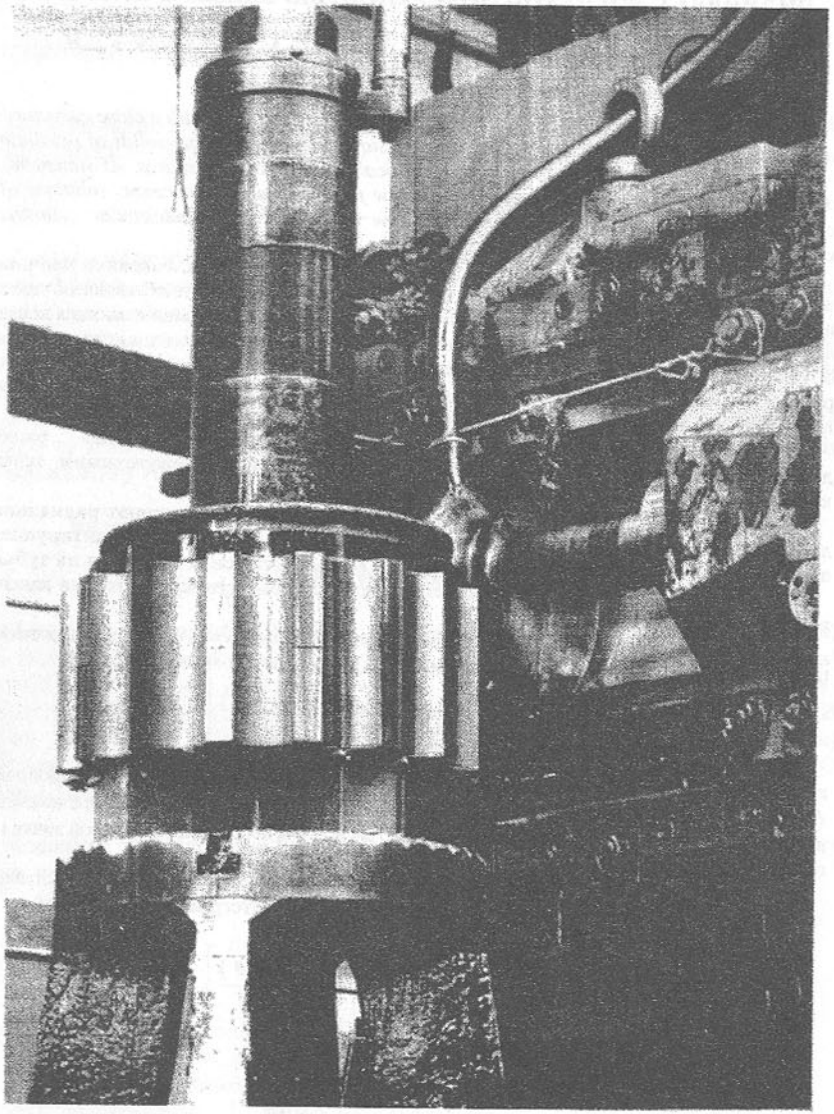


Рис. 1 Технологический процесс зубофрезерования круговых зубьев

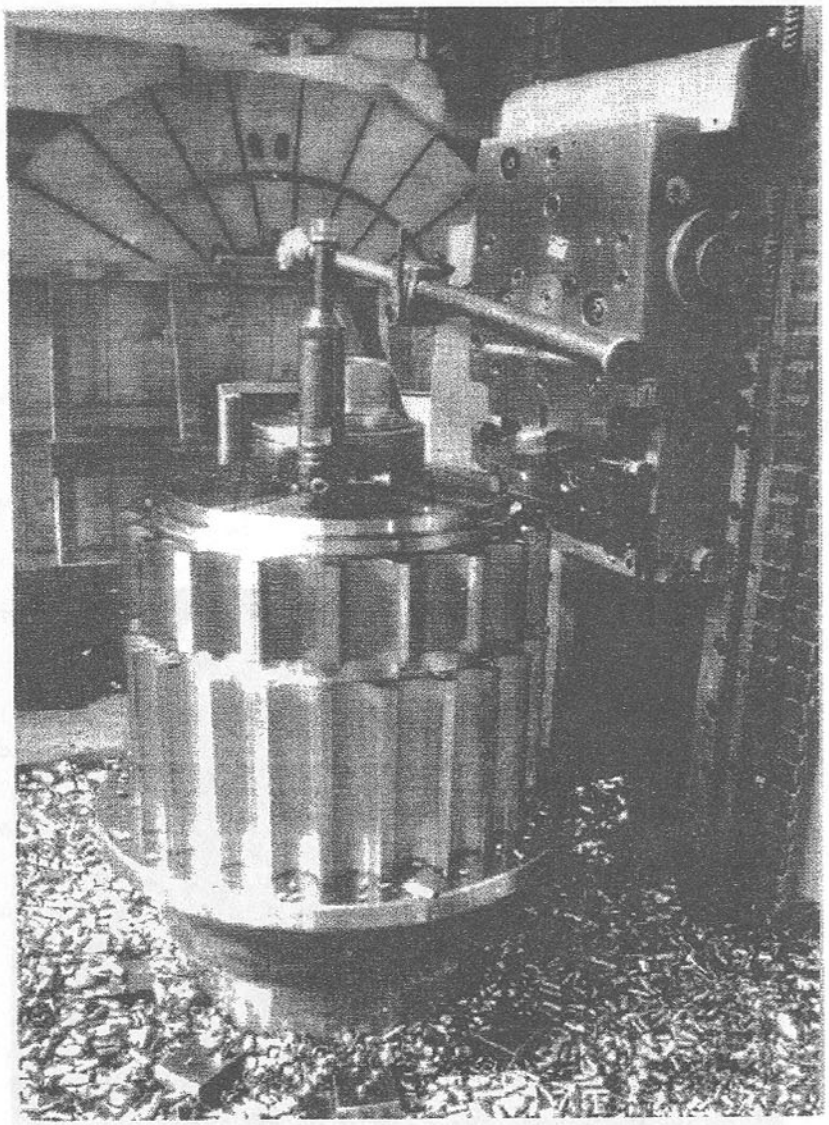


Рис. 2 Технологический процесс зубострогания круговых зубьев

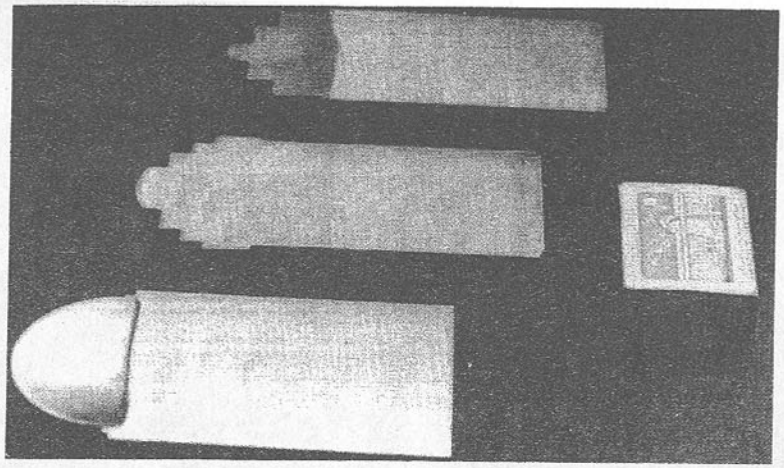


Рис. 3 Резцы для нарезания круговых зубьев на зубостогальном станке

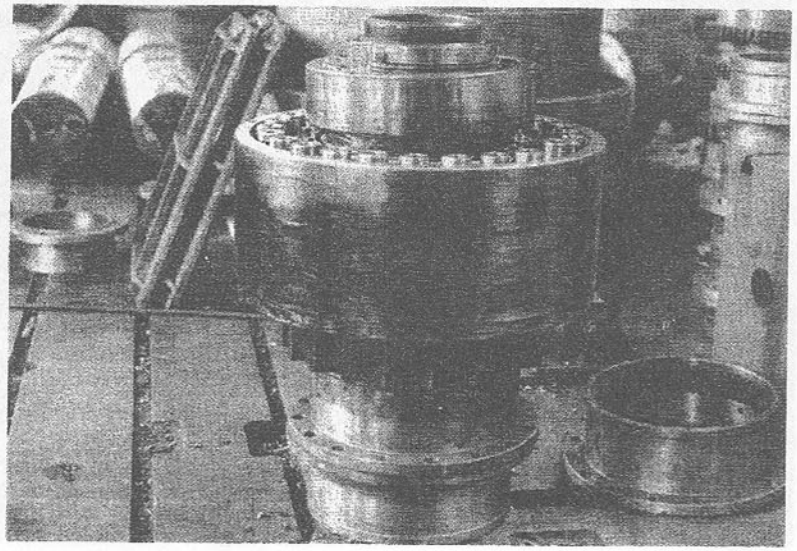


Рис. 4 Сборка редуктора с промежуточными телами качения

Дважды дифференцируем ряд (3). В результате получим диференциальное уравнение

$$\Phi'' + \Phi = -\sum_{n=2,4,\ldots}\left[\frac{\cos n\varphi}{\left(n^2-1\right)}\right]. \qquad (4)$$

Полагаем в правой части уравнения (4) $n = 2k$,

$$\Phi'' + \Phi = -\sum_{k=1}^{\infty}\frac{\cos 2k\varphi}{\left(4k^2-1\right)}. \qquad (5)$$

Заменим ряд Фурье (5) функцией, разложеие которой он представляет [7]

$$-\sum_{k=1}^{\infty}\frac{\cos 2k\varphi}{\left(4k^2-1\right)} = \frac{\pi}{4}|\sin\varphi| - \frac{1}{2}, \qquad -\pi \le \varphi \le \pi. \qquad (6)$$

Дифференциальное уравнение (5) представим с учётом выражения (6)

$$\Phi'' + \Phi = \frac{\pi}{4}|\sin\varphi| - \frac{1}{2}. \qquad (7)$$

Пусть $0 \le \varphi \le \pi$, тогда $|\sin\varphi| = \sin\varphi$. Уравнение (7) запишется в виде:

$$\Phi'' + \Phi = \frac{\pi}{4}\sin\varphi - \frac{1}{2}. \qquad (8)$$

Отыскиваем частное решение дифференциального уравнения (8):

$$\Phi'' = -\frac{1}{2} + A\varphi\cos\varphi. \qquad (9)$$

Подставим уравнение (9) в уравнение (8) и определим константу $A = -\frac{\pi}{8}$.

Получим частное решение неоднородного дифференциального уравнения (8):

$$\Phi^* = -\frac{1}{2} - \frac{\pi}{8}\varphi\cdot\cos\varphi. \qquad (10)$$

Общее решение уравнения (8) содержит две произвольные постоянных C_1, C_2:

$$\Phi = C_1\sin\varphi + C_2\cos\varphi - \frac{1}{2} - \frac{\pi}{8}\varphi\cdot\cos\varphi. \qquad (11)$$

Постоянные C_1, C_2 определим, приравняв правые части выражений (3) и (11):

$$C_1\sin\varphi + C_2\cos\varphi - \frac{1}{2} - \frac{\pi}{8}\varphi\cdot\cos\varphi = \sum_{n=2,4,\ldots}\left[\frac{\cos n\varphi}{\left(n^2-1\right)^2}\right], \quad 0 \le \varphi \le \pi, \qquad (12)$$

В правой части тождества (12) сделаем замену $n = 2k$:

$$C_1\sin\varphi + C_2\cos\varphi - \frac{1}{2} - \frac{\pi}{8}\varphi\cdot\cos\varphi = \sum_{k=1}^{\infty}\frac{\cos 2k\varphi}{\left(4k^2-1\right)^2}, \quad 0 \le \varphi \le \pi. \qquad (13)$$

Полагаем $\varphi = 0$:

$$C_2 - \frac{1}{2} = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{\left(4k^2-1\right)^2}. \qquad (14)$$

Учитывая $\sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{(2k+1)^2} = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{(2k-1)^2} - 1$, получим представление:

$$\sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{\left(4k^2-1\right)^2} = \frac{1}{2}\sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{(2k-1)^2} - \frac{1}{2}\sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{\left(4k^2-1\right)} - \frac{1}{4}. \qquad (15)$$

Воспользуемся разложением в ряд Фурье функций:

$$|\varphi| = \frac{\pi}{2} - \frac{4}{\pi}\sum_{k=1}^{\infty} \frac{\cos(2k-1)\varphi}{(2k-1)^2}, \qquad -\pi \le \varphi \le \pi, \qquad (16)$$

$$|\sin\varphi| = \frac{2}{\pi} - \frac{4}{\pi}\sum_{k=1}^{\infty} \frac{\cos 2k\varphi}{\left(4k^2-1\right)}, \qquad -\pi \le \varphi \le \pi. \qquad (17)$$

Полагаем в формулах (16) и (17) $\varphi = 0$, получим:

$$\sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{(2k-1)^2} = \frac{\pi^2}{8}, \qquad \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{\left(4k^2-1\right)} = \frac{1}{2}. \qquad (18)$$

Подставим выражения (18) в уравнение (15), получим:

$$\sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{\left(4k^2-1\right)^2} = \frac{\pi^2}{16} - \frac{1}{2}. \qquad (19)$$

Подставляя уравнение (19) в равенство (14), определим постоянную C_2:

$$C_2 = \frac{\pi^2}{16}. \qquad (20)$$

Дифференцируем тождество (13) по φ, получим:

$$C_1\cos\varphi - C_2\sin\varphi - \frac{\pi}{8}\cdot\cos\varphi + \frac{\pi}{8}\varphi\cdot\sin\varphi = -2\sum_{k=1}^{\infty} \frac{k\sin 2k\varphi}{\left(4k^2-1\right)^2}. \qquad (21)$$

Полагаем в формуле (21) $\varphi = 0$, определим константу C_1:

$$C_1 = \frac{\pi}{8}. \qquad (22)$$

Подставим выражения (21) и (22) в равенство (12), получим:

$$\sum_{n=2,4,\ldots}\left[\frac{\cos n\varphi}{\left(n^2-1\right)^2}\right] = \frac{\pi}{8}\sin\varphi + \frac{\pi^2}{16}\cos\varphi - \frac{1}{2} - \frac{\pi}{8}\varphi\cos\varphi, \qquad -\pi \le \varphi \le \pi. \qquad (23)$$

Пусть теперь $\varphi < 0$. Уравнение (7) запишется в виде:

$$\Phi'' + \Phi = -\frac{\pi}{4}\sin\varphi - \frac{1}{2}. \qquad (24)$$

Представим частное решение уравнения (24):

$$\Phi^{**} = -\frac{1}{2} + \frac{\pi}{8}\varphi\cdot\sin\varphi. \qquad (25)$$

Общее решение уравнение (24) принимает вид:

$$C_3\sin\varphi + C_4\cos\varphi - \frac{1}{2} + \frac{\pi}{8}\varphi\cdot\cos\varphi = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\cos 2k\varphi}{\left(4k^2-1\right)^2}, \qquad -\pi \le \varphi \le \pi. \qquad (26)$$

Полагаем $\varphi = 0$

$$C_4 - \frac{1}{2} = \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{\left(4k^2-1\right)^2}. \qquad (27)$$

Подставляя значения (19) в равенство (27), определим постоянную C_4

$$C_4 = \frac{\pi^2}{16}. \qquad (28)$$

Дифференцируем уравнение (26):

$$C_3\cos\varphi - C_4\sin\varphi + \frac{\pi}{8}\cdot\cos\varphi - \frac{\pi}{8}\cdot\varphi\sin\varphi = -2\sum_{k=1}^{\infty} \frac{k\sin 2k\varphi}{\left(4k^2-1\right)^2}. \qquad (29)$$

Полагаем в выражении (29) $\varphi = 0$ и определяем постоянную C_3:

$$C_3 = -\frac{\pi}{8}. \qquad (30)$$

Таким образом, в случае $\varphi \le 0$ получим:

$$\Phi = \sum_{n=2,4,\ldots}\left[\frac{\cos n\varphi}{\left(n^2-1\right)^2}\right] = -\frac{\pi}{8}\sin\varphi + \frac{\pi^2}{16}\cos\varphi - \frac{1}{2} + \frac{\pi}{8}\varphi\cos\varphi, \qquad -\pi \le \varphi \le 0. \qquad (31)$$

Формулы (23) и (31) могут быть объединены

$$\sum_{n=2,4,\ldots}\left[\frac{\cos n\varphi}{\left(n^2-1\right)^2}\right] = \frac{\pi}{8}|\sin\varphi| + \frac{\pi^2}{16}\cos\varphi - \frac{1}{2} - \frac{\pi}{8}|\varphi|\cos\varphi, \qquad -\pi \le \varphi \le \pi. \qquad (32)$$

В формуле (32) заменим угол φ на угол $(\varphi - \theta)$ и подставим полученное выражение в формулу (1) получим:

$$w(\varphi)=\frac{2a^4}{\pi D}\int_{-\theta_0}^{+\theta_0}\left\{\left[\frac{\pi}{8}|sin(\varphi-\theta)|+\frac{\pi^2}{16}cos(\varphi-\theta)-\frac{1}{2}-\frac{\pi}{8}|\varphi-\theta|cos(\varphi-\theta)\right]P(\theta)\right\}d\theta. \quad (33)$$

Передачи с промежуточным телами качения внедрены на Лебединском ГОКе, Россия, в приводах двухспиральных классификаторов. Технико – экономические характеристики базового зубчатого редуктора и новой конструкции редуктора с промежуточными телами качения, приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Сравнительные технико – экономические характеристики редукторов

Наименование машины	Редуктор	Масса, кг	Габариты, мм	Передат. отношение, u	Крутящий момент M_2, кНм	Снижение трудо – ёмкости, %	Снижение себесто-имости, %	Эконом. эфект на ед. изд., грн.
Классификатор двухспиральный	базовый	14840	2400×2250×1605	277	190	30	48	117788
	новый, ПТК	6320	1690×1800×1465	274,5	210			

Выражение (33) связывает нормальную нагрузку в зубчатом зацеплении $P(\theta)$ с радиальной деформацией полого тонкостенного цилиндра $w(\varphi)$, служащего в качестве упругого элемента в передачах с промежуточными телами качения. Это обеспечивает возможность определения числа роликов одновременно участвующих в зацеплении, обоснованно назначать величину зазоров в зубчатом зацеплении, оптимизировать конструктивные параметры новых разновидностей высоконагруженных передач. Полученное решение может быть также использовано при решении других задач теории упругости о выпукло - вогнутом контакте тел близкой кривизны, одним из которых является полый тонкостенный цилиндр.

Список литературы: **1.** Стрельников В. Н. Напряжённо – деформированное состояние зубьев передачи с промежуточными телами качения // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Междунар. сб. научн. тр. - Донецк: ДГТУ. 2003. - Вып. 26.- С. 90–108. **2.** Стрельников В. Н. Напряжённо – деформированное состояние полого цилиндра // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Междунар. сб. научн. тр.- Донецк: ДГТУ. 2004.- Вып. 27.- С. 254–265. **3.** Стрельников В. Н. Контактная задача зубчатого зацепления с промежуточными телами качения // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Междунар. сб. научн. тр. - Донецк: ДГТУ. 2004. - Вып. 27.- С. 238 – 254. **4.** Стрельников В.Н. Напряжённо – деформированное состояние круговых зубьев // Вестник НТУ «ХПИ».- Харьков, 2005. – Вып. 40'2005. – С. 87 – 98. **5.** Стрельников В.Н. Исследование изменения параметров координатных линий тонкостенного цилиндра в процессе его деформации // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов - Донецк: ДГТУ. 2005. - Вып. 30.- С. 198 – 204. **6.** Стрельников В. Н. Взаимодействие упругих роликов с вогнутыми зубьями близкой кривизны.- М.: Машиностроение, 1992. - 322 с. **7.** Толстов Г.П. Ряды Фурье. – М.: Наука, 1980. – 381 с.

Сдано в редакцию 10.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ ТОНКОСТЕННОГО ЦИЛИНДРА В ПЕРЕДАЧЕ С ПРОМЕЖУТОЧНЫМИ ТЕЛАМИ КАЧЕНИЯ

Бондарь Ю.Г. Стрельников В.Н. Титаренко А.И.
(ЗАО НКМЗ, г. Краматорск, Украина)

Dependence of a strain of a cylindrical shell on the loading close on distribution to loadings in a gearwheel of transmissions with intermediate balls is obtained. The possibility of definition of elastic properties and strains of shell-type constructions can be used for prediction of number of rollers simultaneously meshing with, problem solvings of kinematic, strength, load-carrying capacity of transmissions with intermediate balls.

Особенностью передач зацеплением является высокая концентрация нагрузки на ограниченных участках поверхностей зубьев. Снижение уровня контактных напряжений – наиболее актуальная задача области зацеплений высших кинематических пар. Решается эта задача различными способами, один из которых состоит в придании зацеплению многопоточности. Наибольший эффект достигнут в передачах с гибкими звеньями. Упругие деформации упрощают технику дифференцирования силовых потоков. Многократно снижаются нагрузки на зубья, устраняются ограничения по критериям заедания, изгибным и контактным напряжениям, минимизируются габариты и металлоёмкость. В передачах с промежуточными телами качения в качестве гибкого звена служат ролики, выполненные в форме тонкостенных цилиндров, напряжённо – деформированное состояние которых интересно с точки зрения нагрузочной способности и кинематических свойств зацепления.

Целью исследования является определение упругих деформаций промежуточных тел качения, выполненных в форме тонкостенных цилиндров.

Цилиндрическая оболочка опирается на цилиндрические поверхности двух полупространств, представляющих массивы зубьев колеса и сателлита, и подвергается воздействию сжимающих сил. Оболочка формируется и образует площадки контакта с поверхностями зубьев, которые предполагаются недеформированными (рис. 1).

На площадках контакта поверхность оболочки подвергается действию распределённой нагрузки. При наличии смазки можно пренебречь трением и распределённую нагрузку считать нормальной. При малых деформациях её можно отнести к поверхности недеформированной оболочки (рис. 2).

Для решения контактной задачи необходимо знать зависимость компонент деформации срединной поверхности цилиндрической оболочки от давления $P(\theta)$.

В соответствии с решением С.П. Тимошенко [1, 2], цилиндрическая оболочка находится под действием диаметрально противоположных сил P нормальных к её поверхности (рис. 3).

При условии не растяжимости срединной поверхности, полученные осевое, тангенциальное и радиальное перемещения точек срединной поверхности оболочки обозначим через u, v, w, являющиеся функциями осевой координаты x и угловой φ. Если сжимающие силы приложены в точке с осевой координатой ξ, а угловая координата отсчитывается от диаметра вдоль которого направлены силы, то компоненты вектора смещения определяются по формулам [3, 4]

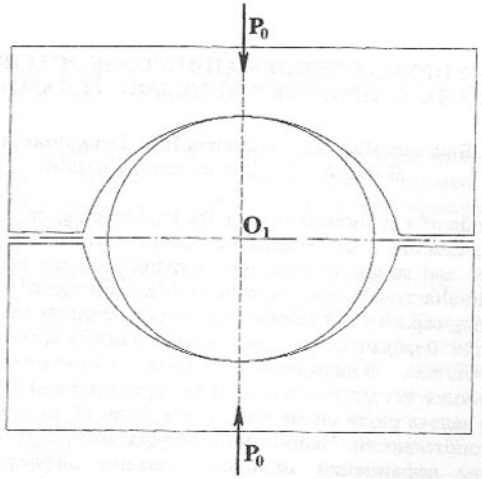


Рис. 1.Схема передачи нагрузки на оболочку

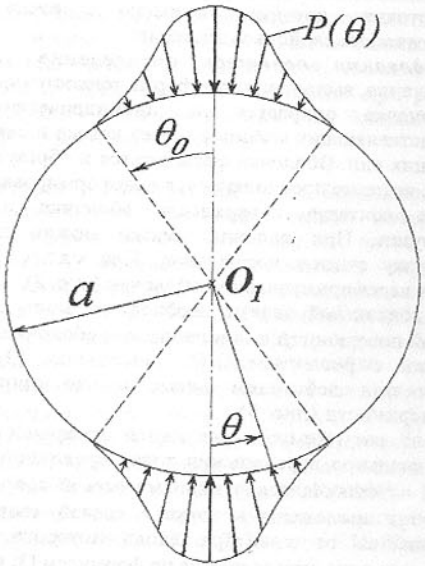


Рис. 2. Распределение давления по поверхности оболочки

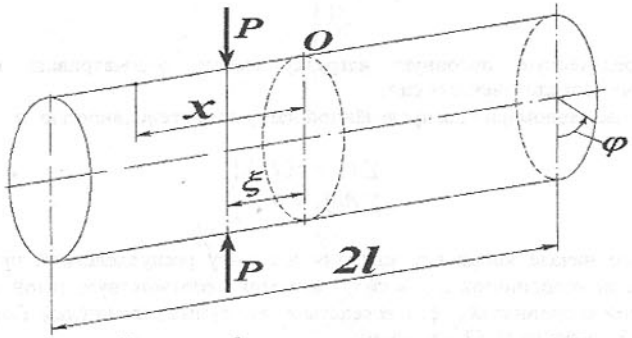


Рис. 3 Нагрузка оболочки сосредоточенными силами

$$\begin{cases} u = \dfrac{Pa^4\xi}{\pi D l}\sum\limits_{n=2,4,\ldots}\left\{\dfrac{\cos n\varphi}{\left[\frac{1}{3}l^2n^2+2(1-\nu)a^2\right](n^2-1)^2}\right\}, \\ v = \dfrac{Pa^3\xi}{\pi D l}\sum\limits_{n=2,4,\ldots}\left\{\dfrac{1}{n(n^2-1)^2}+\dfrac{x\xi\, n}{\left[\frac{1}{3}l^2n^2+2(1-\nu)a^2\right](n^2-1)^2}\right\}\sin n\varphi, \\ w = \dfrac{Pa^3}{\pi D l}\sum\limits_{n=2,4,\ldots}\left\{\dfrac{1}{(n^2-1)^2}\left[1+\dfrac{x\xi\, n^2}{\frac{1}{3}l^2n^2+2(1-\nu)a^2}\right]\cos n\varphi\right\} \end{cases} \quad (1)$$

Решение (1) можно обобщить на систему сил, расположенных на одной образующей:

$$\left.\begin{aligned} u &= \frac{\sum\limits_{i=1}^{k}(P_i\xi_i)}{\pi D l}\sum_{n=2,4,\ldots}\left\{\frac{\cos n\varphi}{\left[\frac{1}{3}l^2n^2+2(1-\nu)a^2\right](n^2-1)^2}\right\}, \\ v &= \frac{\left(\sum\limits_{i=1}^{k}P_i\right)a^3}{\pi D l}\sum_{n=2,4,\ldots}\left(\frac{\sin n\varphi}{n(n^2-1)^2}\right)+ \\ &+\frac{x\left(\sum\limits_{i=1}^{k}P_i\xi_i\right)}{\pi D l}\sum_{n=2,4,\ldots}\left\{\frac{n\sin n\varphi}{\left[\frac{1}{3}l^2n^2+2(1-\nu)a^2\right](n^2-1)^2}\right\}, \\ w &= \frac{\left(\sum\limits_{i=1}^{k}P_i\right)a^3}{\pi D l}\sum_{n=2,4,\ldots}\left(\frac{\cos n\varphi}{(n^2-1)^2}\right)+ \\ &+\frac{x\left(\sum\limits_{i=1}^{k}P_i\xi_i\right)a^3}{\pi D l}\sum_{n=2,4,\ldots}\left\{\frac{n^2\cos n\varphi}{\left[\frac{1}{3}l^2n^2+2(1-\nu)a^2\right](n^2-1)^2}\right\}, \end{aligned}\right\} \quad (2)$$

Распределённую погонную нагрузку можно рассматривать как систему элементарных сосредоточенных сил.

В случае равномерно распределённой нагрузки интенсивностью q:

$$\left.\begin{aligned} \sum P_i &= q(2l), \\ \sum P_i \xi_i &= 0. \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

(относительно начала координат каждому элементу распределённой нагрузки P с положительной координатой ξ_i в силу симметрии соответствует такой же элемент с отрицательной координатой ($-\xi_i$), вследствие чего сумма равна нулю). Подставляя выражения (3) в формулы (2), получим:

$$\left.\begin{aligned} u &= 0, \\ v &= \frac{2qa^3}{\pi D} \sum_{n=2,4,\ldots} \left\{ \frac{\sin n\varphi}{n\left(n^2-1\right)^2} \right\}, \\ w &= \frac{2qa^3}{\pi D} \sum_{n=2,4,\ldots} \left\{ \frac{\cos n\varphi}{\left(n^2-1\right)^2} \right\}. \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

Формулы (4) можно использовать для определения компонент упругой деформации оболочки, находящейся под действием нормального давления, являющегося функцией угловой координаты θ и не зависящего от осевой координаты x. Давление можно представить как систему элементарных погонных нагрузок, с элементарной интенсивностью:

$$dq = P(\theta) \cdot a\, d\theta. \qquad (5)$$

Давление считаем распределённым по поверхности оболочки в пределах изменения угла θ от $-\theta_0$ до $+\theta_0$. Фиксируем произвольную точку срединной поверхности, положение которой определяется углом φ (рис. 4).

$$\left.\begin{aligned} du &= 0, \\ dv &= \left\{ \frac{2P(\theta)a^4}{\pi D} \sum_{n=2,4,\ldots} \left[\frac{\sin n(\varphi-\theta)}{n\left(n^2-1\right)^2} \right] \right\} d\theta, \\ dw &= \left\{ \frac{2P(\theta)a^4}{\pi D} \sum_{n=2,4,\ldots} \left[\frac{\cos n(\varphi-\theta)}{n\left(n^2-1\right)^2} \right] \right\} d\theta. \end{aligned}\right\} \qquad (6)$$

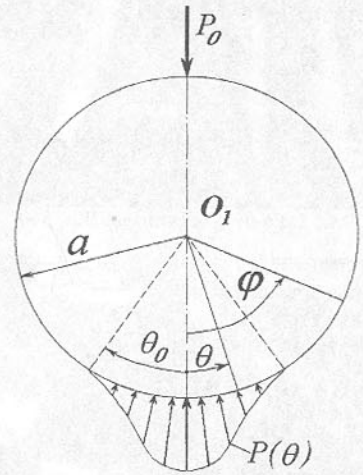


Рис. 4 Схема отсчёта координат

Интегрируя выражения (6) получим компоненты вектора упругой деформации

$$\left.\begin{aligned} u &= 0, \\ v &= \frac{2a^4}{\pi D} \cdot \int_{-\theta_0}^{+\theta_0} \left\{ P(\theta) \sum_{n=2,4,\ldots} \left[\frac{\sin n(\varphi-\theta)}{n\left(n^2-1\right)^2} \right] \right\} d\theta, \\ w &= \frac{2a^4}{\pi D} \cdot \int_{-\theta_0}^{+\theta_0} \left\{ P(\theta) \sum_{n=2,4,\ldots} \left[\frac{\cos n(\varphi-\theta)}{\left(n^2-1\right)^2} \right] \right\} d\theta. \end{aligned}\right\} \qquad (7)$$

Основные детали редуктора ПК–500 механизма поворота шагающего экскаватора ЭШ 6,5/45 с объёмом ковша 6,5 м^3 и вылетом стрелы 45 м представлены на рис. 5 – 8. Технико – экономические характеристики базового зубчатого редуктора и нового, с промежуточными телами качения, приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Сравнительные технико – экономические характеристики редукторов

Наименование машины	Редуктор	Масса, кг	Габариты, мм	Передат. отношение, u	Крутящий момент M_2, кНм	Снижение трудо – ёмкости, %	Снижение себесто-имости, %	Эконом. эфект на ед. изд., грн.
Привод поворота шагающего экскаватора ЭШ 6,5/45	базовый	6880	1890×1310×1140	24	38,71	20	19	20496
	новый, ПТК	4300	1585×1340×1420	24	42			

Рис. 5 Ролики редуктора ПК – 500

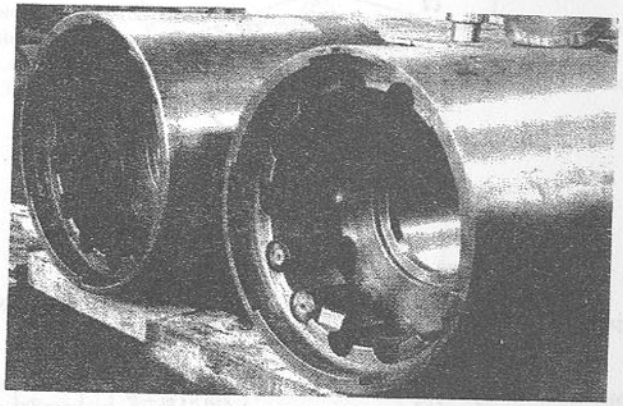


Рис. 6 Обоймы

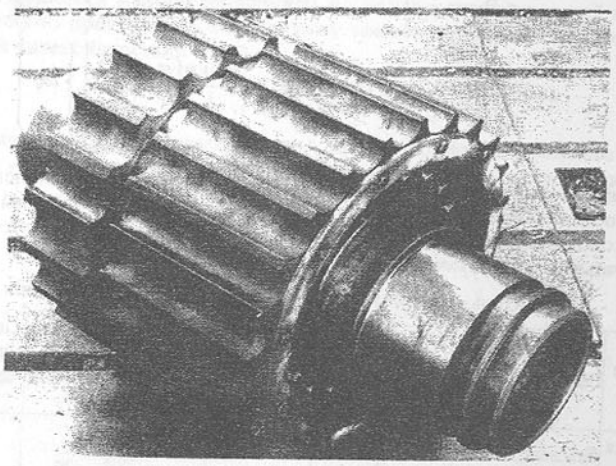


Рис. 7 Сателлит

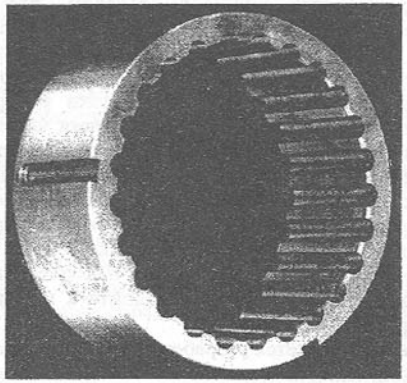


Рис. 8 Центральное колесо

Полученное решение позволяет определять деформации цилиндрической оболочки в зависимости от нагрузки, близкой по распределению к нагрузкам в зубчатом зацеплении передачи с промежуточными телами качения. Возможность определения упругих свойств и деформации оболочковых конструкций может быть использована для прогнозирования числа роликов одновременно находящихся в зацеплении, решения задач кинематики, прочности, нагрузочной способности передач с упругими промежуточными телами качения.

Список литературы: **1.** Тимошенко С.П., Гудьер Д. Теория упругости. – М.: Наука, 1979. – 560 с. **2.** Тимошенко С.П., Войновский – Кригер С. Пластинки и оболочки. – М.: Наука, 1966. – 635 с. **3.** Мусхелишвили Н. И. Некоторые основные задачи математической теории упругости. – М.: Наука, 1966. – 365 с. **4.** Стрельников В.Н. Взаимодействие упругих роликов с вогнутыми зубьями близкой кривизны.- М.: Машиностроение, 1992. - 322 с.

Сдано в редакцию 18.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНОЙ СТРУКТУРЫ ПОТОКА ИЗДЕЛИЙ ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ЗАГРУЗКИ МНОГОНОМЕНКЛАТУРНЫХ РОТОРНЫХ ЛИНИЙ

Буленков Е. А., Михайлов А. Н. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

The problem of loading multinomenclature rotor lines arises at their designing. The choice of rational structure of a stream of products is offered for the decision of this problem. The technique of a choice is described in given clause. The choice of rational structure of a stream is carried out on the basis of the offered classification attributes.

Применение автоматических роторных линий является одним из наиболее перспективных путей автоматизации производства. Вместе с тем, роторные линии

используются для производства массовых изделий, что в условиях жесткой конкуренции ограничивает область их рационального применения из-за трудностей со сбытом продукции [1, 2]. Одним из вариантов решения данной проблемы является создание многономенклатурной роторной линии, обеспечивающей получение изделий нескольких типоразмеров. Однако проблема загрузки роторной линии изделиями остается нерешенным вопросом, так как при увеличении числа типоразмеров изделий увеличивается занимаемая линией площадь, её металлоемкость, возникают другие вопросы [3]. В качестве одной из причин возникновения данной проблемы представляется недостаточно полное использование возможностей выбора рациональных структур линий, которые появляются при варьировании возможных структур потоков изделий. Разработанные в настоящее время методы проектирования прогрессивных технологических систем [4, 5, 6] и накопленный опыт проектирования роторных линий [7] позволяют обоснованно подойти к решению проблемы загрузки многономенклатурных роторных линий.

Целью данной работы является разработка методики проектирования структуры потока изделий различных типоразмеров, обеспечивающей повышение эффективности многономенклатурной роторной линии за счет увеличения числа типоразмеров обрабатываемых изделий.

Достижение поставленной цели предполагало решение таких задач:

- разработать классификацию структур потоков изделий в условиях многономенклатурных роторных линий;
- исследовать влияние различных классификационных признаков на возможность увеличения числа типоразмеров изделий;
- разработать методику проектирования структуры потока изделий различных типоразмеров, обеспечивающей повышение эффективности многономенклатурной роторной линии;
- выявить рациональные структуры потока изделий.

Рис. 1. Стержневые крепежные изделия.

Рис. 2. Классификация структуры потоков изделий.

Рассмотрим классификацию структур потоков на примере многономенклатурной роторной линии для изготовления стержневых крепежных изделий (рис.1). Данные изделия отличаются диаметром, формой головки и длиной стержня. В то же время, технологический процесс их изготовления позволяет реализовать операции по обработке отдельных поверхностей на многономенклатурных роторных машинах.

Структуры потоков изделий могут быть классифицированы по нескольким основным признакам, в соответствии с характером перемещения изделий различных типоразмеров (рис. 2).

По соотношению числа типоразмеров изделий Zo и числа многономенклатурных рабочих позиций U_p разделяют потоки изделий, в которых Zo меньше (1), равно (2) либо больше (3) U_p (рис. 3). При этом, когда число типоразмеров изделий превышает число позиций, в каждой позиции обрабатываются изделия нескольких типоразмеров.

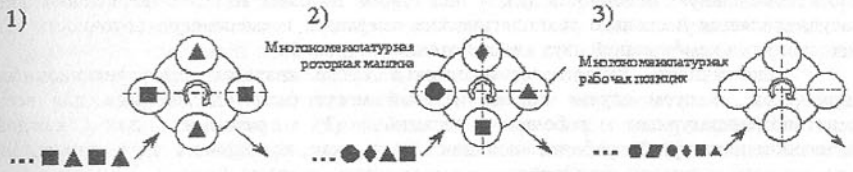


Рис. 3. Классификация потоков по соотношению числа типоразмеров изделий и числа многономенклатурных рабочих позиций.

Следующим классификационным признаком является число одновременно обрабатываемых изделий. В этом случае возможны групповая обработка, при которой в одной многономенклатурной рабочей позиции обрабатывается группа изделий различных типоразмеров (1), единичная обработка, - обработка одного изделия одного типоразмера в каждой позиции (2), и смешанная обработка, при которой в каждой многономенклатурной рабочей позиции обрабатываются группы изделий одного типоразмера (3) (рис. 4).

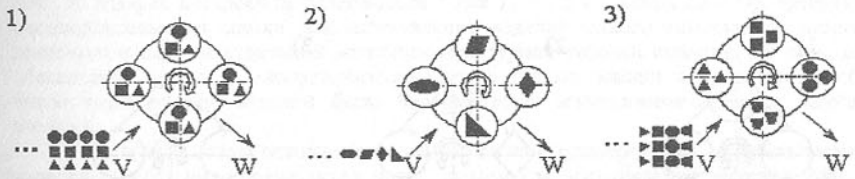


Рис. 4. Классификация потоков по числу одновременно обрабатываемых изделий.

По характеру переналадки многономенклатурных роторных машин различают потоки с последовательной обработкой изделий различных типоразмеров после переналадки (1), с одновременной обработкой изделий различных типоразмеров (2), и потоки со смешанной обработкой изделий различных типоразмеров (3) (происходит изменение состава обрабатываемых изделий после переналадки) (рис. 5).

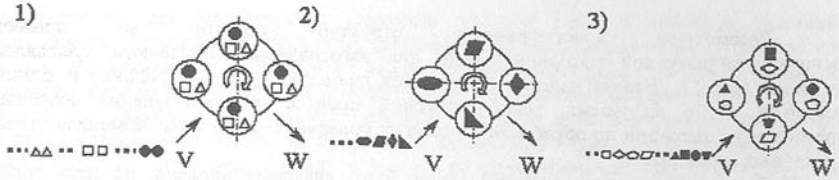


Рис. 5. Классификация потоков по характеру переналадки многономенклатурных роторных машин.

Структуры потоков изделий также классифицируют по поточности. При этом выделяют параллельную поточность (1), при которой на многономенклатурной роторной машине одновременно обрабатывается несколько потоков изделий, последовательную поточность (2), - над одним потоком изделий последовательно осуществляется несколько технологических операций, и смешанную поточность (3), являющуюся комбинацией двух видов поточности (рис. 6).

Идентичность характеристик потоков также является классификационным признаком. В этом случае потоки изделий могут быть одинаковыми для всех многономенклатурных рабочих позиций (1), разными для каждой многономенклатурной рабочей позиции (2) и, как комбинация двух вариантов,

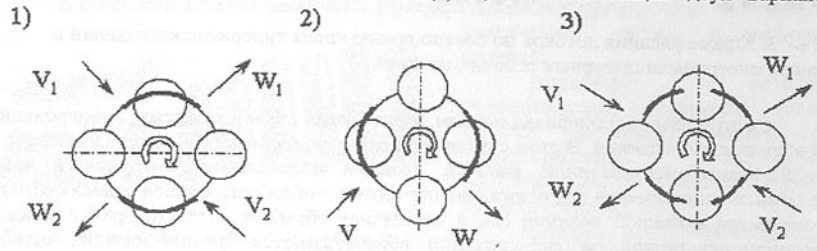


Рис. 6. Классификация потоков по поточности.

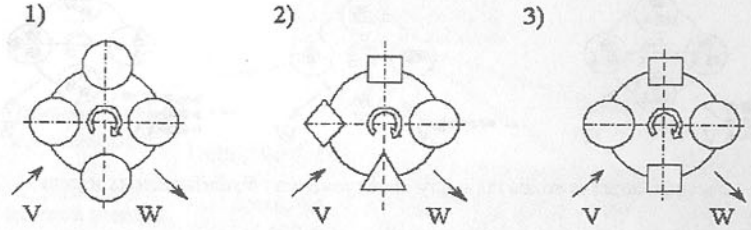


Рис.7. Классификация потоков по идентичности характеристик потоков

смешанными потоками (3) (рис. 7). При этом характеристики потоков будут определяться для каждой многономенклатурной рабочей позиции отдельно.

Следует отметить, что проблема недостаточной загрузки многономенклатурных роторных машин тесно связана с числом типоразмеров изделий, обрабатываемых на данной машине. Как известно [3, 7], суммарная производительность многономенклатурной роторной линии определяется как сумма требуемых производительностей линии для изготовления изделий отдельных типоразмеров:

$$Q = Q_A + Q_B + \ldots + Q_S ,$$

где Q - суммарная производительность многономенклатурной роторной линии;
Q_A, Q_B, …, Q_S - требуемые производительности линии для изготовления изделий отдельных типоразмеров.

При этом, обеспечение достаточнюй производительности многономенклатурных роторных машин производится либо выбором небольшого числа изделий, с большими годовыми программами выпуска, либо расширением возможностей многономенклатурных роторных машин и обработкой большого числа изделий с малыми годовыми программами выпуска. В условиях рыночных отношений второй путь представляется более привлекательным, поэтому целесообразно исследовать зависимость требуемой производительности линии для изготовления изделий одного типоразмера от различных характеристик потока изделий.

Для упрощения проведения исследований, в качестве допущения примем, что требуемые производительности линии для изготовления изделий различных типоразмеров равны между собой ($Q_A = Q_B = \ldots = Q_S$). Кроме того, время кинематического цикла T_k [7] является постоянной величиной (T_k = const) для всех многономенклатурных рабочих позиций в пределах одной многономенклатурной роторной машины. Рассмотрим влияние различных характеристик потока изделий на величину требуемой производительности линии для изготовления изделий одного типоразмера Q_A.

Для потоков, отличающихся соотношением числа типоразмеров изделий Z_0 и числа многономенклатурных рабочих позиций U_p, производительность линии для изготовления изделий одного типоразмера определяется по зависимости:

$$Q = Q_A + Q_B + \ldots + Q_S = Z_0 \cdot Q_A = \frac{U_p}{T_k}, \quad \text{откуда} \quad Q_A = \frac{U_p}{Z_0 \cdot T_k}. \qquad (1)$$

При этом, если $Z_0 < U_p$, то требуемая производительность линии для изготовления изделий одного типоразмера больше, чем при равенстве этих значений (рис. 8) (график построен по зависимости 1 для $T_к$ = 0,5 с.). Когда $Z_0 > U_p$, требуемая производительность линии для изготовления изделий одного типоразмера меньше производительности отдельной многономенклатурной рабочей позиции. То есть, для обеспечения загрузки многономенклатурных роторных машин необходимо, чтобы число типоразмеров изделий было больше числа многономенклатурных рабочих позиций.

В случае, когда потоки отличаются числом одновременно обрабатываемых изделий, требуемая производительность линии для изготовления изделий одного типоразмера находится по аналогичному выражению :

$$Q = Q_A + Q_B + \ldots + Q_S = Z_0 \cdot Q_A = \frac{t \cdot U_p}{T_k}, \quad \text{откуда} \quad Q_A = \frac{t \cdot U_p}{Z_0 \cdot T_k}, \qquad (2)$$

где t – число одновременно обрабатываемых изделий.

График, построенный по выражению 2 для групповой обработки (t = Zo) показывает, что с увеличением числа типоразмеров изделий требуемая производительность линии для изготовления изделий одного типоразмера остается без изменения (рис. 9). Это связано с тем, что в многономенклатурной рабочей позиции

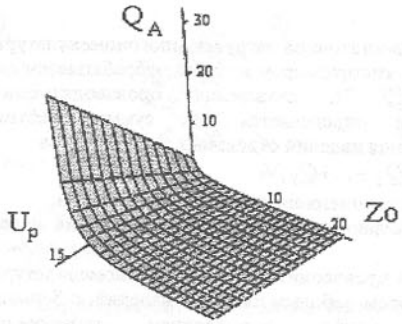


Рис. 8. Требуемая производительность при различном соотношении числа типоразмеров изделий и числа многономенклатурных рабочих позиций.

обрабатываются изделия различных типоразмеров. В случае единичной обработки (t = 1) зависимость будет аналогичной изображенной на рис. 8. При смешанной обработке с увеличением числа одновременно обрабатываемых изделий требуемая производительность линии для изготовления изделий одного типоразмера увеличивается за счет того, что в каждой многономенклатурной рабочей позиции обрабатываются одинаковые изделия (рис. 10).

Требуемая производительность линии для изготовления изделий одного типоразмера в переналаживаемых многономенклатурных роторных машинах будет больше чем аналогичная производительность в машинах с одновременной обработкой изделий. Это связано с тем, что годовые программы изготовления изделий неизменны, а заданный объём, в связи с переналадкой, должен быть обработан в более короткое время. Таким образом, с позиции обеспечения загрузки машин наиболее предпочтительными в данном случае будут многономенклатурные переналаживаемые роторные машины, так как они обеспечивают возможность обработки наибольшего числа типоразмеров изделий.

При различии структур потоков по поточности, требуемая производительность линии для изготовления изделий одного типоразмера будет расти пропорционально числу параллельных потоков изделий:

$$Q = Q_A + Q_B + ... + Q_S = Z_0 \cdot Q_A = \frac{s \cdot U_p}{T_k}, \text{ откуда } Q_A = \frac{s \cdot U_p}{Z_0 \cdot T_k},$$

где s – число параллельных потоков изделий.

Следует отметить, что при последовательной поточности требуемая производительность линии для изготовления изделий одного типоразмера не зависит от числа потоков в пределах принятых допущений.

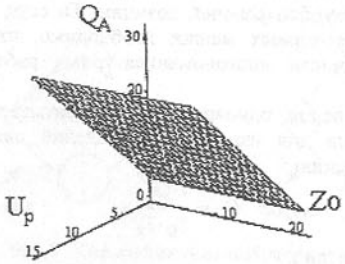


Рис. 9. Требуемая производительность при групповой обработке изделий.

При неидентичных характеристиках потоков требуемая производительность линии для изготовления изделий одного типоразмера будет определяться характеристиками отдельной многономенклатурной рабочей позиции.

Структура потока изделий, определяемая характером перемещения изделий различных типоразмеров по структурным элементам, находится простым перебором вариантов морфологической матрицы:

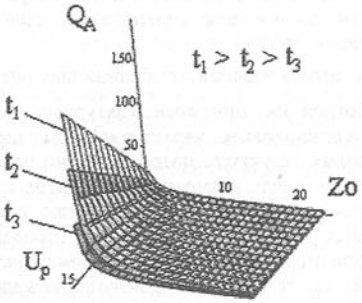


Рис. 10. Требуемая производительность при смешанной обработке изделий.

$$M = \begin{Bmatrix} p_1^1 & p_1^2 & p_1^3 \\ p_2^1 & p_2^2 & p_2^3 \\ p_3^1 & p_3^2 & p_3^3 \\ p_4^1 & p_4^2 & p_4^3 \\ p_5^1 & p_5^2 & p_5^3 \end{Bmatrix},$$

где M – морфологическая матрица,

$p_1^1, \ldots, p_5^3$ – морфологические признаки.

Морфологическими признаками в данном случае являются возможные варианты структур потока по различным классификационным признакам:

$[p_1^1, p_1^2, p_1^3]$ - по соотношению числа типоразмеров изделий и числа многономенклатурных рабочих позиций ($Zo < U_p$, $Zo = U_p$ и $Zo > U_p$ соответственно);

$[p_2^1, p_2^2, p_2^3]$ – по числу одновременно обрабатываемых изделий: групповая обработка, единичная обработка и смешанная обработка соответственно;

$[p_3^1, p_3^2, p_3^3]$ - по характеру переналадки многономенклатурных роторных машин: с последовательной обработкой изделий различных типоразмеров, с одновременной обработкой изделий различных типоразмеров и со смешанной обработкой изделий различных типоразмеров соответственно;

$[p_4^1, p_4^2, p_4^3]$ - по поточности: с параллельной , с последовательной и со смешанной соответственно;

$[p_5^1, p_5^2, p_5^3]$ – по идентичности характеристик потоков: с одинаковыми характеристиками для всех многономенклатурных рабочих позиций, с разными характеристиками для каждой позиции и со смешанными потоками соответственно.

Общее число возможных вариантов структур потока, которые можно генерировать по предложенной морфологической матрице определяется по выражению:

$$N = 3^k = 3^5 = 243,$$

где N – число возможных вариантов структуры потока изделий;

k – число классификационных признаков.

Таким образом, возможны 243 варианта структуры потока изделий. Очевидно, что используемые в настоящее время несколько вариантов структуры потока изделий являются лишь малой частью возможных решений. При этом, анализ вариантов структур потока изделий, сгенерированных при помощи морфологической матрицы, показывает, что вопросы недостаточной загрузки многономенклатурных роторных линий могут быть решены применением рациональных вариантов структуры потока, в которых требуемые производительности линии для изготовления изделий одного типоразмера уменьшаются с увеличением числа типоразмеров изделий, - потоки с $Zo > U_p$ с единичной обработкой, одновременной обработкой и многономенклатурные переналаживаемые роторные машины.

Общая структура потока изделий описывается при помощи выражения:

$$Str_{pot} = \{p_1^i \quad p_2^i \quad p_3^i \quad p_4^i \quad p_5^i\},$$

где Str_{pot} - структура потока изделий в многономенклатурной роторной линии;

p_j^i - позиция в морфологической матрице, использованная при генерации варианта.

С учетом вышеизложенных соображений, наиболее рациональная структура потока изделий в многономенклатурной роторной линии для изготовления стержневых крепежных изделий описывается такой зависимостью:

$\{p_1^3 \quad p_2^2 \quad p_3^2 \quad p_4^2 \quad p_5^1\}$ - структура потока изделий, отображающая поток с $Z_o > U_p$, с единичной одновременной обработкой на многономенклатурных роторных машинах с последовательной поточностью и одинаковыми характеристиками потоков.

Разработанная методика проектирования структуры потока изделий различных типоразмеров позволяет генерировать большое число возможных вариантов структур потока изделий, что дает возможность обоснованно подойти к решению проблемы загрузки многономенклатурных роторных машин. Результаты проведенных исследований могут быть использованы при проектировании многономенклатурных роторных линий для изготовления близких по технологии производства изделий, - крепежных изделий, изделий гидроаппаратуры и т.д. Следует отметить, что большинство структур потоков изделий требует обеспечения возможности обработки нескольких изделий в каждой многономенклатурной рабочей позиции, поэтому для реализации данных структур потоков изделий необходимо разработать методику проектирования таких позиций.

Список литературы: **1.** Быстров В. А., Фролович Е. Н., Клусов И. А., Прейс В. В. Роторные технологии, машины и линии на современном этапе промышленного развития. // Вестник машиностроения. - 2003. - №10. - С. 43 - 47. **2.** Жидкова Е. А., Клусов И. А., Фролович Е. Н. Прогнозирование развития и надежности роторного оборудования // СТИН. - 2000. - №10. - С. 13 - 15. **3.** Кошкин Л. Н. Роторные и роторно-конвейерные линии. - М.: Машиностроение, 1986. - 320 с. **4.** Дальский А. М., Кондаков А. И., Васильев А. С. Применение технологического подобия при формировании номенклатуры выпускаемых изделий. // Известия вузов. Машиностроение. - 2002. - №2 - 3. - С. 84 - 88. **5.** Михайлов А. Н. Основы синтеза поточно-пространственных технологических систем непрерывного действия. - Донецк: ДонНТУ, 2002. - 379 с. **6.** Проектирование металлорежущих станков и станочных систем: Справочник-учебник в 3-х т. Т. 3: Проектирование станочных систем / Под общей ред. А. С. Проникова – М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана; Изд-во МГТУ «Станкин», 2000. – 584 с. **7.** Клусов И. А. Проектирование роторных машин и линий: Учеб. пособие для студентов машиностроит. спец. вузов. - М.: Машиностроение, 1990. - 320 с.

Сдано в редакцию 10.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Суслов А. Г.

ОБЩИЕ ПОДХОДЫ К РАЗРАБОТКЕ ЭЛЕКТРОННО-ДИСЛОКАЦИОННОЙ ТЕОРИИ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТВЁРДЫХ ТЕЛ ИЗ ЖЕЛЕЗОУГЛЕРОДИСТЫХ СПЛАВОВ

Бутенко В.И. *(ТРТУ, г.Таганрог, Россия)*

The given research has analytical character of functional interaction between dislocations and currents of freely moving electrons at different stages of metal carbon alloy. As a result we received energy proportions in the zone of material contact in respect to their electron-dislocation structures. We set up an effect of "peak state" in electron dislocation interaction of physical bodies being in contact and in accordance with a performance figure we explained bifurcational burst in the zone of contact interaction with system self-control mode coming after that

Исследования в области контактного взаимодействия твердых тел ведутся в течение двух последних столетий. Однако до сих пор нет строгой научной теории, объясняющей явления, происходящие при контактном взаимодействии твердых тел в различных механических системах и средах.

Трудами российских ученых [1-3] создается новое перспективное направление в машиностроении – инженерия поверхностного слоя, которое основано на рассмотрении единства процессов обработки и эксплуатации деталей машин. К сожалению, исследования, проводимые в настоящее время по инженерии поверхностного слоя, ограничены макропараметрами контактного взаимодействия тел: шероховатостью поверхности, величиной, законом и направлением технологических напряжений, твёрдостью, толщиной упрочнённого слоя и т.д. В то же время установлено [4-6], что формирование физико-механических, химических и иных свойств материалов в процессе их получения, обработки и эксплуатации обусловлено состоянием электронно-дислокационной структуры, определяющей термодинамические явления и фазовые превращения в сталях и сплавах.

Целью исследования является установление общих закономерностей поведения дислокаций и потоков свободно движущихся электронов в материалах поверхностей твёрдых тел из железоуглеродистых сплавов при различных условиях их контактирования и структурно-фазовых состояниях.

В задачи исследований входили постановка и формирование подходов к разработке электронно-дислокационной теории контактирования поверхностей твердых тел, а также определение путей их осуществления.

Контактное взаимодействие поверхностей твёрдых тел из железоуглеродистых сплавов можно рассматривать как совокупность подсистем некоторой открытой нелинейной механической системы, выполняющей свои функциональные назначения и взаимодействующей со средой. При этом среда может быть технологической (например, процесс обработки материалов резанием), трибологической, формирующейся в зоне контакта поверхностей при их относительном скольжении, аэродинамической, гидродинамической и прочее. Принята парадигма, согласно которой двухсторонняя связь между контактируемыми поверхностями твёрдых тел определяется средой, формируемой в зоне сопряжения этих поверхностей и обладающей уникальными свойствами, зависящими от состояния дислокационной структуры материалов и потоков свободно движущихся электронов. Эта среда имеет достаточно общее значение и в случае присутствия в механической системе (или подсистеме), координаты которой характеризуют её работоспособность, является управляемой. Потому при описании среды должны учитываться следующие факторы:

1. Среда характеризуется преимущественно диссипативными свойствами. В связи с этим полное её описание принципиально невозможно на основе классической механики контактного взаимодействия твёрдых тел, так как диссипация связана с преобразованием энергии механической системы (кинематической и потенциальной) в другие виды. Введение диссипативной функции возможно лишь тогда, когда раскрывается работа или мощность диссипативных сил. Имеющаяся в настоящее время традиция введения диссипативных функций Релея не учитывает этих преобразований [7].

2. Диссипация изменяет внутреннюю энергию пограничных слоёв контактируемой зоны, то есть определяет производство теплоты и уже в термодинамической постановке формирует теплообмен в подсистемах как в открытых неравновесных термодинамических системах. Работа сил контактного взаимодействия связана с преодолением сил сопротивления движению, имеющих различную физическую природу (механическую, молекулярную и т.д.). Поэтому традиционно при её рассмотрении в равновесных системах она направлена на уничтожение любого порядка и в системе должен увеличиваться хаос. Однако в открытых нелинейных, в том числе термодинамических, системах она может приводить к появлению некоторых новых структур, позитивно влияющих на свойства среды, формируемой при контактном взаимодействии твердых тел. Например, в трибологической среде работа сил диссипации является конструктором всех позитивных и негативных преобразований в контактной зоне, включая избирательный перенос вещества, формирование равновесной шероховатости и самоорганизацию материалов трибосистем [4].

Действительно, предварительными исследованиями различных трибосистем [4] была обнаружена тесная связь между силой трения $F_{тр}$ и изменением плотности электронных состояний N(e) материалов поверхностных слоев при увеличении давления P в зоне контакта трибосистем (рис. 1).

Если зону резания материалов рассматривать как сложную трибосистему, находящуюся в особых экстремальных температурно-динамических условиях контактирования, то возможно создание многоцелевой математической модели процесса резания, в которой будут учтены такие факторы, как неоднородность структуры материала обрабатываемой детали, конечность размера срезаемого слоя, статистический характер пластической деформации и разрушения, поведение дислокаций и свободных электронов кристаллической решетки и др. Как показали экспериментальные исследования [6], такая модель дает возможность расчетным путем оптимизировать большое число параметров процесса резания, управлять производительностью и качеством обработки поверхностей деталей.

Теоретико-экспериментальными исследованиями установлено [4,6], что обеспечить в контактируемых материалах пары трения и «инструмент – обрабатываемая деталь» минимальную плотность накопленной энергии можно, снижая различными путями температуру контакта, увеличивая температурные градиенты в материалах, препятствуя протеканию диффузионных процессов и управляя трибологическими явлениями. На микроуровне структурно-чувствительным параметром процесса резания металлов может выступить абсолютная термоЭДС материала, которая имеет смысл энтропии носителей тока – электронов [6]. Отсюда вытекает необходимость установления функциональной связи между явлениями, происходящими в зоне резания, и термоэлектрическими характеристиками пары трения «инструмент – обрабатываемая деталь». Следует иметь в виду, что при разработке электронно-дислокационной версии самоорганизации структур материалов трибосистем выдвинуто предположение о нелинейной зависимости между плотностью дислокаций и явлениями в зоне контакта поверхностей твердых тел, которая может быть построена на модели Мотта о роли дислокаций в рассеянии электронов [6]. Однако движению свободных электронов в сопряженных материалах существенно препятствуют "сидящие" дислокации или их скопления, создавая квазиподвижные субмикроскопические зоны повышенного потенциала (трибофоны), которые неустойчивы и имеют отрицательный потенциал [4]. Их плотность распространения по

объему материала U(e) вероятностно зависит от плотности дислокаций ρ согласно выражению:

$$U(e)=\rho W(\rho)(1-W(\alpha)), \qquad (1)$$

где W(ρ) - вероятность торможения электрона у дислокации или скопления дислокаций;

W(α) - вероятность преодоления электроном зоны действия дислокации.

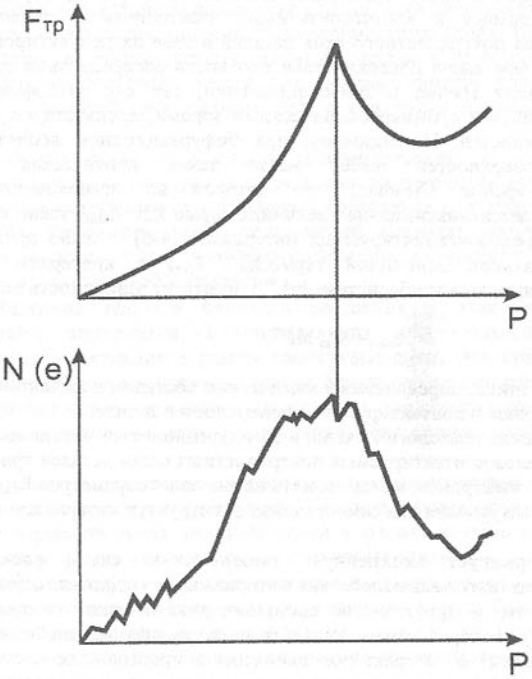


Рис. 1. Изменения силы трения $F_{тр}$ (а) и плотности электронных состояний N(e) (б) в зависимости от давления P в зоне контакта поверхностей деталей трибосистем

В настоящее время наиболее полно исследованы процессы контактного взаимодействия материалов поверхностей твердых тел, составляющих трибосистемы [4]. Известно, что плотность дислокаций материалов трибосистем функционально зависит от многих факторов; поэтому с учетом проведенных исследований поведения системы в предбифуркационный период бифуркационной точке и послебифуркационный период характер функции U(e)=f(ρ) представляется разрывной функцией 1-го рода с повышающими скачками, соответствующими бифуркационным точкам.

Однако в действительности, по-видимому, существует некоторая критическая плотность распределения трибофонов на поверхностях трибосопряжения, при которой возникает бифуркация в трибосистеме. При высокой плотности дислокаций ρ в материале поверхностного слоя детали трибосопряжения отрицательно заряженные трибофоны структурируют кристаллическое строение материала, приспосабливая его к условиям трения созданием некоторых псевдоструктур. При этом резко снижается как плотность дислокаций материала поверхностного слоя, так и плотность электронных состояний (рис.1). В связи с этим выдвинута гипотеза о том, что параметры функционирования трибосистемы в окрестности бифуркационного всплеска определяются величиной и плотностью распределения трибофонов, формирующихся нелинейно изменяющимися и взаимосвязанными электронной и дислокационной структурами материала поверхностного слоя деталей в зоне их контактирования. Так, установлено [4], что чем выше поверхностная плотность распределения трибофонов, тем выше коэффициент трения в трибосопряжении, так как трибофоны, будучи отрицательно заряженными субмикроскопическими зонами, препятствуют взаимному перемещению поверхностей. По-видимому, при бифуркационном всплеске в зоне контактирования поверхностей имеет место такая критическая плотность распределения трибофонов U(e)max, при которой на поверхностях деталей трибосистемы достигается максимальная величина термоЭДС $\bar{e}_{max}$, тесно связанная с подвижностью электронов контактируемых материалов [4-6]. Можно предположить, что между максимальной величиной термоЭДС $\bar{e}_{max}$ и критерием появления бифуркационногно всплеска в трибосистеме bif^{m} существует зависимость вида:

$$\bar{e}_{max} = M_m \cdot bif^{m}, \qquad (2)$$

где M_m – модуль трибоники, определяемый химическим составом и физико-механическим состоянием материалов контактирующих поверхностей деталей.

Очевидно, изменяя технологическими и эксплутационними методами плотность дислокаций ρ материалов контактируемых поверхностных слоев деталей трибосистем и поведение свободных электронов, можно влиять на значение параметров $\bar{e}_{max}$ и bif^{m}, создавая благоприятные условия для самоорганизации структур материалов деталей трибосистем.

3. Среда формирует нелинейную динамическую связь, раскрывающую зависимость сил контактного взаимодействия материалов от координат относительного движения поверхностей, и пространство состояния динамической системы (прежде всего за счёт среды), которое также является существенно нелинейным. Поэтому свойства системы зависят от аттракторов движения в пространстве состояния и от свойств возмущённого движения относительно рассматриваемых аттракторов [7]. Следовательно, свойства среды не являются инвариантными к параметрам динамических подсистем, взаимодействующих через среду, и не может не влиять на их функциональные свойства, в том числе на возможности управления процессами. Более того, без изучения свойств аттракторов, имеющих ограниченную область притяжений в пространстве состояния, невозможен переход через границу областей притяжений различных инвариантных многообразий за счёт малых изменений параметров, начальных условий и возмущений, всегда имеющих место в реальной машине или механизме.

Такой подход к поставленной цели исследований позволит раскрыть закономерности поведения дислокаций и потоков свободных электронов в зоне контактного взаимодействия твёрдых тел и железоуглеродистых сплавов в

предбифуркационный, бифуркационный, послебифуркационный периоды контактирования поверхностей твёрдых тел и определить в них роль состояния внешней среды [4,5]. В результате открывается реальный путь к созданию единой теории формирования и поведения различных конструкционных материалов деталей на всём "жизненном" пути машины или механизма.

Разработка электронно-дислокационной теории контактного взаимодействия поверхностей твёрдых тел из железоуглеродистых сплавов предполагает:

1. Составление иерархии систем дифференциальных уравнений, описывающих среду как нелинейную динамическую связь в зоне контактного взаимодействия твёрдых тел при управляющем воздействии на дислокационную структуру со свободно движущимися электронами материалов поверхностных слоёв. Наличие таких систем уравнений позволит сформулировать единые подходы и требования при определении инвариантного многообразия среды как основы синтеза управления процессами контактного взаимодействия твёрдых тел, в том числе на основе синергетических принципов [7,8].

2. Аналитическое исследование взаимодействия дислокаций со свободно движущимися потоками электронов, определяющих плотность электронных состояний контактируемых материалов при различных состояниях структур железоуглеродистых сплавов [4-6]. Результаты этих исследований позволят получить энергетические соотношения в зоне контактного взаимодействия материалов с точки зрения их электронно-дислокационной структуры.

3. Описание эффекта пикового состояния в электронно-дислокационном взаимодействии материалов контактирующих тел, выводящего систему из бифуркационного состояния в режим самоорганизации. Это приведет к пониманию того, что бифуркационный всплеск в зоне контактного взаимодействия тел по какому-либо эксплуатационному показателю происходит при строго определенных значениях для принятых соотношений между плотностью электронных состояний и плотностью дислокаций.

4. Разработку принципов создания саморегулирующихся структур материалов поверхностного слоя контактируемых тел. Использование этих принципов позволит эффективно управлять всеми механическими и физико-химическими процессами при взаимном контактировании материалов в различных средах.

5. Формулировку основ электронно-дислокационной теории контактного взаимодействия твердых тел из железоуглеродистых сплавов, базирующихся на общих закономерностях поведения дислокаций в зависимости от плотности электронных состояний материалов при различных условиях их контактирования.

Таким образом, определен круг вопросов и подходов для их решения, практическое осуществление которых позволит сформулировать основные положения электронно-дислокационной теории контактного взаимодействия поверхностей твердых тел из железоуглеродистых сплавов. В результате будет сделан важнейший шаг на пути создания методологии проектирования единого эксплуатационно - технологического процесса в машиностроении.

Список литературы: **1.** Суслов А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. - М.: Машиностроение, 2000. – 320 с. **2.** Безъязычный В.Ф. Расчет режима обработки, обеспечивающего комплекс параметров поверхностного слоя и точность обработки // Справочник. Инженерный журнал, 1998, №9. - С. 13-18. **3.** Бабичев А.П., Мотренко П.Д. и др. Отделочно – упрочняющая обработка деталей многоконтактным виброударным инструментам. – Ростов-на-Дону: Издательский центр ДГТУ, 2003. –

193 с. **4.** Бутенко В.И. Износ деталей трибосистем. - Таганрог: Изд-во ТРТУ, 2002. – 236 с. **5.** Бутенко В.И. Физико-технологические основы формирования управляемых структур сталей и сплавов. - Таганрог: Изд-во ТРТУ, 2004. – 264 с. **6.** Бутенко В.И. Электронно - дислокационные представления о процессах резания металлов и сплавов. - Таганрог: Изд-во ТРТУ, 2005. - 211 с. **7.** Заковоротный В.Л. Аттракторы механических систем, взаимодействующих со средою. // Известия ТРТУ, 2001, № 5 .Таганрог: Изд-во ТРТУ. - С. 132-152. **8.** Колесников А.А. Синергетическая теория управления. - Таганрог: ТРТУ. М.: Энергоатомиздат, 1994. -344 с.

Сдано в редакцию 10.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Калафатова Л.П.

ОТДЕЛОЧНО-УПРОЧНЯЮЩАЯ ОБРАБОТКА ЛИТЫХ ХУДОЖЕСТВЕННЫХ ИЗДЕЛИЙ ИЗ БРОНЗЫ

Бутенко В.И. (*ТРТУ, г. Таганрог, Россия*)

There are some research results of the effect of surface finishing and hardening processing of moulded art goods of bronze on their resistance to oxidizing processes in the conditions of corrosive medium effect.

Известно, что с течением времени на поверхностях бронзовых изделий появляется темный или зеленовато-синий налет, представляющий собой пленку сложного химического состава [1]. Наличие на поверхности художественных изделий такой пленки снижает их эстетическую привлекательность и способствует постепенному разрушению материала. В работе [2] показано, что поверхностная пластическая деформация литых бронзовых изделий препятствует появлению на них вышеуказанных пленок. Это объясняется тем, что в материале поверхностного слоя бронзового изделия, полученного, например, литьем по выплавляемым моделям, вследствие нелинейной зависимости объемного коэффициента расширения от температуры, возникают напряжения растяжения, способствующие окислительным процессам. Упрочнение материала поверхностного слоя литого изделия снижает величину растягивающих напряжений или вовсе их сводит к нулю, а также «залечивает» поверхностные микротрещины. В результате у материала поверхностного слоя повышается сопротивляемость воздействию агрессивных сред, в том числе, снижается вероятность появления пленки. Однако имеющиеся способы и средства отделочно-упрочняющей обработки деталей [3, 4] при их использовании в технологических процессах изготовления бронзовых статуэток, различных фигурок, подставок, подсвечников, пресс-папье и т.д. не позволяют в полной мере сохранить на поверхности изделия задуманный художником рисунок или рельеф.

Целью данной работы является повышение качества поверхностного слоя литых художественных изделий из бронзы за счет применения отделочно-упрочняющей обработки на базе специальных упрочняющих устройств.

Наиболее приемлемым инструментом для отделочно-упрочняющей обработки многих художественных изделий из бронзы может быть шарико-стержневой упрочнитель [1, 3]. Была разработана специальная конструкция шарико-стержневого упрочнителя (ШСУ), в которой деформирующие элементы выполнены в виде стержней с бойковой и контактной деформирующими частями, причем в последних предусмотрена цилиндрическая полость, в которую вмонтирована специальная вставка

из упругого материала с закрепленным в ней пучком инденторов малого диаметра (рис. 1).

Практика показала, что применение таких вставок с различным расположением в них инденторов диаметром 1-1,5мм со сферическими концами дает возможность технологически просто обрабатывать «тонкие» рельефы художественных изделий из бронзы.

Исследованиям подвергались два художественных изделия, полученные из бронзы БР.ОФ – 8,0-0,3 литьем по выплавляемым моделям: «Ящерица» и «Лягушка» (рис. 2).

Изделия устанавливали в специальные колодки, а ШСУ прижималось к обрабатываемой поверхности вручную. Обработка велась за один проход в течение 2-3 минут. Затем были приведены сравнительные испытания бронзовых изделий на действие агрессивной среды, в качестве которой была использована морская вода Азовского моря с общей концентрацией солей 1,5г/л. Было установлено, что отделочно-упрочняющая обработка поверхностей бронзовых изделий более чем в 3 раза увеличивает время стойкости бронзы до появления на ней серо-зеленого налета.

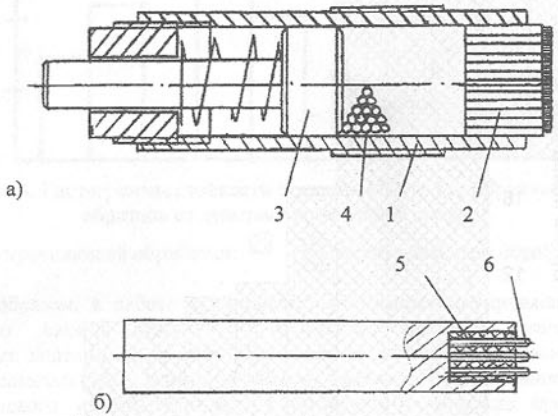


Рис. 1. Конструкция ШСУ для поверхностной отделочно-упрочняющей обработки (а), деформирующий элемент (б): 1 – корпус; 2 – деформирующие элементы; 3 – плунжер; 4 – шарики; 5 – вставка; 6 – инденторы.

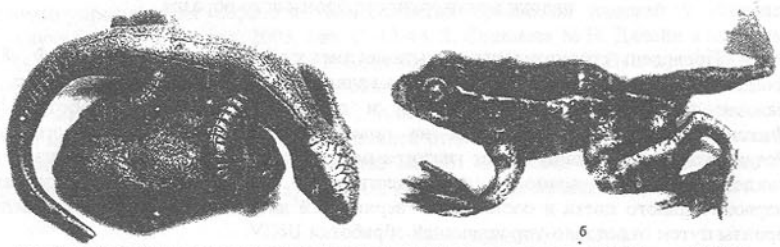


Рис. 2. Общий вид художественных изделий, подвергнутых обработке ШСУ: а – «Ящерица»: б – «Лягушка»

Выполнены исследования влияния числа проходов ШСУ на время появления оксидной пленки на поверхности литого изделия из оловянно-фтористой бронзы, результаты которых представлены на рис. 3. Установлено, что для повышения устойчивости поверхности литого бронзового изделия против агрессивной среды достаточно 1-3 проходов ШСУ. Очевидно, увеличение числа проходов инструмента приводит к резкому снижению сопротивляемости материала окислительным процессам вследствие возникновения в нем технологических остаточных напряжений сжатия.

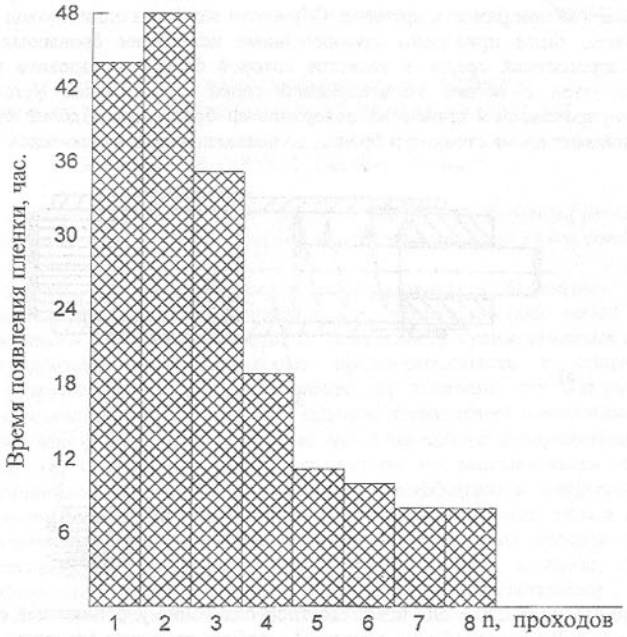


Рис. 3. Влияние числа проходов ШСУ на время появления пленки на поверхности бронзового образца

Проведены сравнительные испытания литых образцов из бронзы Бр.ОФ – 8,0-0,3 на действие агрессивной среды. Испытывались две партии образцов по пять штук каждая: без упрочняющей обработки и после упрочняющей обработки ШСУ. Фиксировался момент появления на поверхности образца серо-зеленого налета. Результаты исследований в виде гистограмм представлены на рис. 4, анализ которых свидетельствует о возможности существенного увеличения сроков сохранения первоначального цвета и состояния поверхностей литых художественных изделий из бронзы путем отделочно-упрочняющей обработки ШСУ.

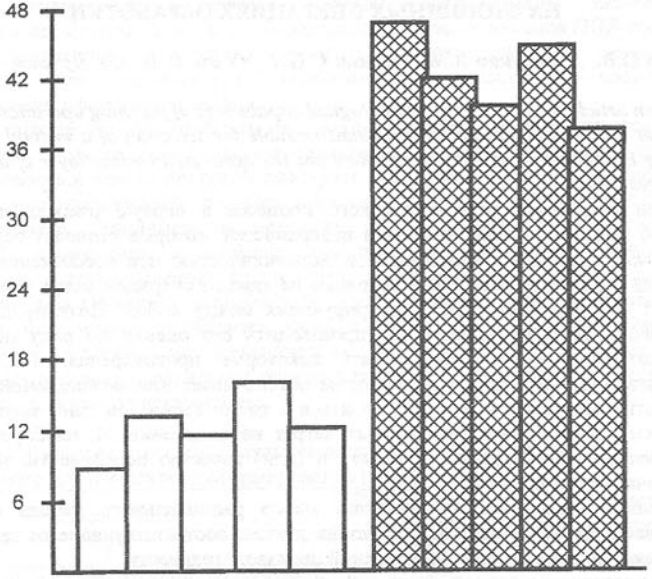


Рис. 4. Гистограммы стойкости поверхностного слоя бронзовых образцов от действия агрессивной среды:

□ – без упрочняющей обработки; ⊠ – после упрочняющей обработки ШСУ

Таким образом, в работе установлено, что отделочно-упрчняющая обработка поверхностного слоя позволяет существенно повысить качество литых художественных изделий из бронзы. Проведенные исследования дают возможность определять рациональные режимы обработки изделий. Разработанная конструкция шарико-стержневого упрочнителя дает возможность в широких пределах решать вопросы повышения качества поверхностного слоя литых художественных изделий из бронзы.

Список литературы: **1.** Ефименко Ю.С., Сиренко Ю.А., Бутенко В.И. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностей бронзовых изделий // Инженер. Студ. научно-технич. журнал, 2005, №6. С. 42-44. **2.** Соколова М.Н. Дизайн в металлах. – М.: Машиностроение, 2003. – 186 с. **3.** Бабичев А.П., Мотренко П.Д. и. др. Отделочно-упрочняющая обработка деталей многоконтактным виброударным инструментом. – Ростов – на – Дону: Изд. центр ДГТУ, 2003. 192 с. **4.** Бутенко В.И. Обеспечение качества криволинейных поверхностей деталей отделочно-упрочняющей обработкой / В кн.: Обеспечение и повышение качества машин на этапах их жизненного цикла: Материалы 5-й Международной научн.-техн. конференции. Брянск, 2005. 88-90 с.

Сдано в редакцию 10.02.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Калафатова Л.П.

ФОРМИРОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ДЕТАЛЕЙ НА ФИНИШНЫХ ОПЕРАЦИЯХ ОБРАБОТКИ

Волков И.В., Лубенская Л.М., Ясуник С.Н. *(ВНУ им. В.Даля, г. Луганск, Украина)*

In the given article the analysis of technological capabilities of finishing operations which are carried out on the different equipment, indispensable for selection of a method of finishing processing is conducted, as a result of which one the demanded surface layer of a work piece is finally reshaped.

При разработке технологического процесса в первую очередь необходимо правильно выбрать методы обработки поверхностей, которые позволят осуществлять необходимые операции с максимальной экономичностью при обеспечении заданных требований чертежа детали. Этим условиям на каждой операции могут удовлетворять несколько методов обработки, конкурирующих между собой. Поэтому при выборе метода необходимо предварительно производить его оценку по ряду показателей, между которыми могут существовать некоторые противоречия. Так, наиболее производительный метод, как правило, не обеспечивает или необходимой точности, или качества поверхности и может являться в то же время довольно энергоемким и требующим значительных капитальных затрат на внедрение. И, наоборот, методы, обеспечивающие необходимые точность и (или) качество поверхности, могут быть недостаточно производительными.

Целью данной работы является выбор рационального метода обработки, обеспечивающего качественные показатели детали, соответствующие ее техническим требованиям, при максимально-возможной производительности.

Для реализации данной цели в работе решены следующие **задачи**:

- проведен анализ существующих методов обработки и их влияние на качество деталей и производительность;
- обоснованы общие принципы выбора наиболее рациональный способов обработки, обеспечивающие требуемое качество обработки деталей в зависимости от их материала при максимально-возможной производительности.

Остановимся более подробно на финишных методах обработки, обеспечивающих конечный технологический результат и устраняющих недостатки, пришедшие с предыдущих операций.

С помощью традиционных методов финишной обработки (тонкое точение, шлифование, хонингование, доводка и др.) создаются в первую очередь требуемые размеры, форма и расположение поверхностей, шероховатость и волнистость, формируется поверхностный слой. Однако часто они не обеспечивают оптимальные показатели качества поверхностного слоя. Упрочнение поверхностным пластическим деформированием (ППД) позволяет создать поверхностный слой с заданными геометрическими, точностными, физико-механическими и прочностными свойствами. Оно реализуется за счёт многократного поверхностного локального пластического деформирования обрабатываемой поверхности. Наряду со снижением высотных параметров шероховатости упрочнение методами ППД обеспечивает образование наклёпа и формирование сжимающих остаточных напряжений, вызывает благоприятные структурные изменения и частичную релаксацию ранее образованных технологических напряжений.

К основным методам обработки ППД следует отнести [1, 2]: накатывание, поверхностные дорнование и редуцирование, обработку дробью, галтовку, вибрационную абразивную и упрочняющую обработку, центробежную обработку,

обработку механическими щетками, чеканку, выглаживание, ультразвуковое упрочнение и др. Следует отметить, что значительную часть методов ППД составляют методы безразмерной обработки. Точность и шероховатость поверхностей, достигаемые при применении способов поверхностного пластического деформирования, приведены в табл. 1.

При выборе метода обработки не всегда в полной мере учитываются физико-механические свойства материала изготавливаемой детали: твердость, хрупкость, теплопроводность и многие другие. Однако учет этих свойств уже на начальной стадии разработки технологического процесса позволяет выбрать наиболее рациональный метод обработки. Например, в методике [3] указанные свойства материала учитываются, кроме того, во внимание принимаются точностные и качественные требования к изготавливаемой детали, что в значительной степени расширяет возможности использования современных прогрессивных методов обработки, но содержание этой методики сводится лишь к выбору двух методов обработки – механическому (причем из механических методов рассматриваются только традиционные методы) и размерной электрохимической обработке, что естественно, ограничивает ее широкое применение.

Таблица 1 - Параметры точности, достигаемые при применении способов поверхностного пластического деформирования (ППД)

Способ ППД	Достигаемые квалитеты	Параметр шероховатости Ra, мкм
1	2	3
Обкатывание и раскатывание роликами и шариками	10-7	2,0-0,05
Калибрующее накатывание роликами и раскатывание шариками	8-7	0,4-0,025
Алмазное выглаживание	7-5	0,15-0,02
Центробежная обработка	9-7	0,4-0,1
Деформирующее протягивание, прошивание	7-6	0,15-0,1
Вибрационное обкатывание	10-7	2,0-0,025
Обработка дробью	7-5	0,1-0,05
Вибрационная обработка	10-7	2,5-0,32

При этом заметим, что на сегодняшний день не существует методики всесторонне обоснованного выбора способа обработки конкретной заготовки из всей совокупности современных прогрессивных методов обработки, обеспечивающих выполнение технологической операции изготовления детали с наибольшей эффективностью.

Для решения данной проблемы повсеместно применяется следующая последовательность этапов выбора рационального метода обработки детали: выбор метода обработки (или группы методов) по критериям точности и качества поверхности; выбор метода обработки (или группы методов) по физико-механическим свойствам обрабатываемого материала; выбор метода обработки по экономическим критериям.

Решение задачи выбора метода обработки для ряда наиболее ответственных деталей предполагает обязательным анализ возможности обеспечения этим методом таких показателей обрабатываемой поверхности как точность и качество поверхностного слоя. Анализируется возможность обеспечения тем или иным методом

обработки точности $\delta_д$, указанной на чертеже детали . При этом следует обязательно отличать максимально достижимую точность данного метода от экономически целесообразной точности $\delta_{эк}$. При проверке заданной точности детали можно руководствоваться уже существующими данными, приведенными во многих литературных источниках, например, подобными табл. 2.

Выбрав экономически целесообразную точность обработки метода $\delta_{эк}$, ее можно использовать в качестве критерия для последующего сравнения. Если значение $\delta_д<\delta_{эк}$, то в этом случае необходимо рассмотреть требование к такой качественной характеристике, как шероховатость обрабатываемой поверхности. Если значение $\delta_д>\delta_{эк}$, то тогда следует провести дальнейшую дифференциацию методов обработки по точности. Следующим этапом является согласование требований точности обработки по чертежу со структурными изменениями в поверхностном слое обрабатываемой поверхности h_c.

В зависимости от поставленной технологической задачи и требований, предъявляемых к детали, та или иная особенность метода обработки может служить основанием, как для принятия его, так и отказа от него. Это относится, в частности, к таким особенностям как отсутствие необходимого поверхностного упрочнения. Поэтому в соответствии с требованиями к поверхности изготавливаемой детали необходимо уточнить, допускаются ли в ней структурные изменения или нет. Если нет (h_c=0), то деталь должна изготавливаться методом, исключающим факторы, способные вызвать наклеп или остаточные напряжения в поверхностном слое.

Таблица 2 - Сравнительная характеристика методов обработки по точности и качеству поверхностного слоя

Метод обработки	Точность, мм		Качество поверхностного слоя	
	достижимая, δ_{max}	экономичная, $\delta_{эк}$	Шероховатость, Ra, мкм	Структурное изменение слоя, h_c, мкм
1	2	3	4	5
Механический на станках с ЧПУ	0,02	0,1	10…1,25	30…200
1	2	3	4	5
Электроэрозионный	0,005	0,03	5…0,63	20…1500
Электрохимический	0,05	0,3	1,25…0,16	0
Электроннолучевой	0,001	0,005	0,16…0,08	80…20000
Лазерный	0,005	0,01	20…0,63	100…12700
Ультразвуковой	0,005	0,05	2,5…1,25	10…50

Исходной информацией при выборе рационального метода обработки является: группа сложности обрабатываемой детали с учетом габаритных размеров и формы (в том числе и отверстий) и критически допустимые размеры и формы, обрабатываемые данным методом, а также обрабатываемая площадь детали; свойства материала: твердость, хрупкость, коэффициент теплопроводности; технологическая наследственность (неточность размеров, формы, взаимного расположения поверхностей; наличие и характер остаточных напряжений; твердость; состояние поверхностного слоя и сердцевины детали); конечный технологический результат (квалитет точности, шероховатость поверхности, допуски размеров, формы, взаимного расположения поверхностей; состояние поверхностного слоя и допустимая величина

структурных изменений в поверхностном слое детали при обработке); экономическая целесообразность по точности метода; минимальное количество деталей, обеспечивающих эффективность метода обработки; годовая программа изготовления деталей данной номенклатуры; процент износа материала инструмента при использовании выбранного метода обработки; количество деталей, которое можно обработать одним инструментом за срок его безотказной работы. Данная информация - основание для построения алгоритма выбора метода обработки.

Например, на ОАО «Мотор Сич» [4] большое внимание уделялось и уделяется методам финишной обработки деталей (таких как рабочие лопатки компрессора и турбины, спрямляющие и сопловые лопаток и мн. др.) и проводился целый комплекс экспериментальных исследований. На предприятии вместо ручных слесарных операций применяется вибрационная обработка (ВиО), ультразвуковое упрочнение (УЗУ), пневмодробеструйное упрочнение (ПДУ). Так, в табл. 3 представлены результаты исследований сопротивления усталости после ультразвукового упрочнения на образцах из сплава ВТ3-1, имитирующих тонкие сечения лопаток компрессора; в табл. 4 - результаты испытаний на усталость лопаток после виброполирования, подвергшихся пневмодробеструйному упрочнению. Анализ результатов показал необходимость введения методов ППД при обработке ответственных деталей.

Таблица 3 - Значения пределов выносливости образцов после УЗУ (τ=10 мин)

Толщина сечения, мм	Диаметр шариков, мм				
	0(исх.)	1,0	1,3	1,6	2,5
	σ_{-1}, МПа	σ_{-1}, МПа	σ_{-1}, МПа	σ_{-1}, МПа	σ_{-1}, МПа
0,4	380	440	320	340	360
0,7	400	460	440	420	320
1,0	36	400	420	420	340

Таблица 4 - Характеристики выносливости титановых лопаток компрессора, упрочненных ПДУ на различных режимах

№ партии	Режимы упрочнения лопаток		$\sigma_{-1(100)}$, МПа
	P, МПа	τ, с	
1	0,16	120	367,6
2	0,08	120	369,7
3	0,08	240	390,4
4	0,12	180	432,4
5	0,16	240	399,1
6	0,12	240	376,2

С ростом требований к эксплуатационным показателям обработанных деталей постоянно возрастает роль оценки влияния поверхностных дефектов и остаточных напряжений, что, например, отражено в исследованиях, проведенных в [5], и в табл. 5-7 (в таблицах приняты следующие обозначения: ВП – виброполирование; УЗУ – ультразвуковое упрочнение; ПДУ – пневмодробеструйное упрочнение; О – отжиг).

Среди множества методов ППД одним из наиболее экономичных является вибрационная обработка (ВиО), обладающая рядом следующих достоинств: значительный срок службы используемого инструмента (рабочая среда, состоящая из гранул (абразивных или неабразивных) и химических растворов); возможность обработки одновременно большого числа деталей; простота конструкции ВиО-станков, длительный срок их эксплуатации и простота ухода за ними; низкая энергоемкость процесса обработки (например, при объеме контейнера 750 л мощность

электродвигателя составляет 2,2 кВт); возможность встраивания этих станков в автоматические линии; применение модульного принципа компоновки основных узлов, позволяющее использовать ВиО-станок для обработки различных по размеру и количеству деталей на разных режимах (что обеспечивает проведение разнообразных операций от зачистки до полирования и упрочнения).

Таблица 5 - Статистические показатели рассеяния параметров выносливости

Наименование показателя	Технологический вариант финишной обработки					
	ВП	ВП+УЗУ+РП	ВП+РП+ВП	ВП+УЗУ+ВП	ВП+ПДУ	УЗУ+О
σ_{-1}, МПа	425	450	450	440	450	405
$S_{lg N}$	0,938	0,594	1,406	0,367	0,274	0,413
Коэффициент корреляции	-0,366	-0,458	-0,470	-0,490	-0,876	-0,923

Таблица 6 - Статистические показатели «живучести» лопаток

Статистические параметры	Вид финишной обработки			
	ВП	УЗУ	УЗУ+О	ПДУ
Среднее число ударов до разрушения	2,8	2,9	4,3	4,3
Среднеквадратическое отклонение числа ударов до разрушения		0,88	2,26	0,95
Число ударов при вероятности разрушения 100 %	1,03	1,0	1,9	1,9

Таблица 7 - Результаты измерения остаточных напряжений

Вид финишной обработки	Остаточные напряжения σ, МПа	
	В средней части профиля пера	В зоне входной кромки
ВП	-531±24	-521±16
УЗУ	-757±1	-447±3
УЗУ+О	-146±84	-38±17
ПДУ	688±76	-605±15

Таблица 8 - Шероховатость поверхности и остаточные напряжения поверхностного слоя деталей при зачистке и упрочнении

Материал деталей	Вид обработки	Шероховатость поверхности, мкм		Остаточные напряжения		
		Исходная Ra	Выходная Ra	$\frac{\sigma_{ост.пов}}{\sigma_в}$	a_{σ_0}, мкм	$\frac{\sigma_{ост.пов}}{\sigma_в}$
Конструкционные стали незакаленные	Зачистка 1	5-2,5	2,5-0,63	0,85	120	0,4
	Зачистка 2	20-10	2,5-0,63	0,8	110	0,4
	Упрочнение	5-2,5	1,25-0,32	0,7	240	0,3
Легированные стали закаленные	Зачистка 1	5-2,5	2,5-0,63	0,75	80	0,25
	Зачистка 2	10-5	2,5-0,63	0,65	65	0,25
	Упрочнение	5-2,5	1,25-0,32	0,3	150	0,15
Алюминиевые сплавы	Зачистка 1	10-5	2,5-1,25	0,4	120	0,2
	Зачистка 2	20-10	2,5-1,25	0,4	110	0,2
	Упрочнение	10-5	1,25-0,63	0,3	240	0,15

Примечание: 1. Зачистка 1 – формованным абразивом; зачистка 2 – абразивным боем; упрочнение – шариками диаметром 4 мм из стали ШХ 15. 2. $a_{\sigma 0}$ - глубина распространения остаточных напряжений; $\sigma_{ост.пов}$ - остаточные напряжения в поверхностном слое; $\sigma_{ост.ф}$ - средние остаточные напряжения в слое глубиной $a_{\sigma 0}$.

Именно поэтому ВиО (основные показатели которой приведены в табл. 8) часто используют на отделочно-зачистных и упрочняющих операциях, при выполнении которых с целью получения оптимального результата следует, как и в традиционных методах, полностью учитывать взаимосвязь показателей качества деталей и возможности данного метода (табл. 9).

Таблица 9 - Структура взаимосвязей показателей качества деталей и условий отделочно-зачистной обработки (ОЗО)

Характеристики деталей				Геометрические показатели качества деталей						Физико-механические показатели качества деталей				
Конструкция деталей	Материал деталей	Вид заготовки	Наличие термообработки	Размерная точность	Отклонения формы	Волнистость	Шероховатость	Спектр профиля неровностей	Коэффициент удлинения микропрофиля	Внутренние напряжения	Предел прочности на разрыв	Степень упрочнения	Микроструктура	Дефекты поверхностей

Показатели деталей

Условия ОЗО

Техническое состояние станка	Техническое состояние оснастки	Дополнительные движения деталей	Состав и концентрация жидкостной среды	Методы подачи жидкостной среды	Скорость инструмента	Скорость детали	Усилие взаимодействия	Давление рабочей среды	Угол атаки гранул	Частота колебаний	Амплитуда колебаний	Траектория движения	Время обработки	Вид инструмента	Материал абразива	Форма гранулы	Зернистость абразива	Твердость гранулы	Связка

Верхняя часть данной таблицы общеизвестна и характерна практически для любого метода обработки (т.к. представляет основные данные об обрабатываемой детали), а нижняя – индивидуальна для каждого конкретного метода.

Остановимся более подробно на некоторых параметрах ОЗО. Так, при ВиО (характеризующейся отсутствием жесткой кинематической связи между элементами системы СПИЗ) деталей «специфической» конструкции (нежестких, с отверстиями, с массой, соизмеримой с массой гранулы, и т.п.) необходимо производить выбор приспособления для закрепления деталей, а также рабочей среды (формы, размеров гранул и жидких растворов). Состав и концентрация жидкой составляющей рабочей среды влияет на активность процесса обработки (основное время), например, увеличение водного раствора свыше определенного объема приводит к уменьшению силового взаимодействия деталь – гранула, и, следовательно, к увеличению времени

обработки. Немаловажным фактором при ВиО является характер процесса взаимодействия гранул с поверхностью обрабатываемой детали (а именно угол атаки гранулы): при наличии взаимного проскальзывания наблюдается процесс микрорезания, а при лобовом столкновении происходят вырывы металла из поверхности детали и выкрашивание связки гранулы. Как и при других видах абразивной обработки важными параметрами являются материал и размер абразивных зерен, материал связки, пористость, износостойкость и твердость гранулы, но при ВиО в большей степени играет роль форма гранулы, что сказывается на площади контакта деталь – гранула и плотности укладки их на обрабатываемой поверхности, влияющие соответственно на величину съема металла и возможность обработки труднодоступных поверхностей деталей. Вышеупомянутый угол атаки гранул неразрывно связан с траекторией движения контейнера и режимами станка, создаваемыми вибровозбудителем. Изменяя режимы (амплитуду и частоту колебаний) при прочих равных условиях (в первую очередь без изменения рабочей среды) можно варьировать достигаемым до определенного значения качеством поверхности деталей.

Следовательно, логичнее было бы представить выбор параметров процесса ВиО и характеристик изделий в виде нижеприведенной укрупненной схемы, учитывающей этапы выбора данных параметров с учетом рекомендаций [2].

Использование данной схемы в качестве соответствующей базы данных позволяет достаточно просто произвести выбор необходимых параметров процесса для обеспечения необходимых требований чертежа детали, подлежащей ВиО.

Список литературы: **1.** Мосталыгин Г.П., Толмачевский Н.Н. Технология машиностроения. – М.: Машиностроение, 1990. – 288 с. **2.** Кулаков Ю.М., Хрульков В.А. Отделочно-зачистная обработка деталей. - М.: Машиностроение, 1979. - 216 с. **3.** Парщутин В.В., Бородин В.В. Технико-экономическте вопросы электрохимического формообразования. – Кишинев: Штиинца, 1981. – 128 с. **4.** Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора. Часть I / Богуслаев В.А., Муравченко Ф.М., Жеманюк П.Д. и др. – Запорожье: изд-во ОАО «Мотор Сич», 2003. – 396 с. **5.** Трощенко В.Т., Ляликов С.М. Влияние поверхностных дефектов на многоцикловую усталость конструкционных материалов // Проблемы прочности. – № 1. - 1996. - С. 5-16.

Сдано в редакцию 24.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Малышко И.А.

ТОЧЕНИЕ С ПЛАЗМЕННЫМ НАГРЕВОМ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

Гаврыш В.С. *(ВНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина)*

The questions it is considered connected to optimization of plasma-machining, namely research of influence of working parameters of process on forces and temperature of cutting, and stability of cutting tool are presented in the article.

Развитие современного машиностроения требует все более широкого применения материалов, обладающих высокими прочностными характеристиками или особыми физическими свойствами. Однако использование таких материалов затруднено из-за сложности обработки их резанием. К тому же резание часто приходится вести в экстремальных условиях – по корке, по высокопрочным наплавкам, при больших сечениях среза и т.д. В связи с этими особенностями остро стоит вопрос о совершенствовании технологии обработки таких материалов. Одним из эффективных путей решения данной проблемы является применение плазменно-механической обработки (ПМО), при которой производится локальный нагрев зоны стружкообразования, что позволяет не только увеличить производительность процесса, но и снизить расход режущего инструмента. Практические результаты применения плазменно-механических способов обработки свидетельствуют о высокой их эффективности при точении, фрезеровании и строгании [1–3]. Для оптимизации режимов ПМО необходимо располагать сведениями характерными процессу: силами и температурами резания, стойкостью инструмента и качеством обработанной поверхности. Поэтому исследования по определению влияния рабочих параметров ПМО на эти величины является актуальной задачей. В работе [3] представлены результаты исследований влияния рабочих параметров ПМО на силы и температуры резания, которые проводились при использовании плазмотрона прямого действия ПВР–402У4. Однако применение плазмотронов прямого действия имеет ряд недостатков, связанных с возникновением в процессе резания пережогов обрабатываемой поверхности, срыва дуги, при этом станок находится под напряжением, низким ресурсом самих плазмотронов и др. Использование плазмотронов косвенного действия позволяет частично устранить эти недостатки. Необходимо отметить, что в настоящее время отсутствуют данные по определению сил и температур резания с использованием плазмотронов косвенного действия.

Поэтому **целью данной работы является** изучение влияния режимов ПМО на силы и температуру резания, стойкость режущего инструмента и качество поверхности при обработке заготовок из различных материалов с помощью плазмотронов косвенного действия.

Для проведения экспериментальных исследований использовалась опытно-промышленная установка для ПМО, состоящая из токарного станка модели 1К62, источника питания, систем газо- и водоснабжения и плазмотрона, закрепленного в специальном крепежном приспособлении, позволяющим регулировать его положение в пространстве.

В качестве генератора плазменной струи использовался специально разработанный плазмотрон косвенного действия с газовихревой стабилизацией электрической дуги мощностью до 50 кВт. Плазмотрон состоит из катодного, анодного узлов и межэлектродной вставки. Проведенные исследования показали устойчивую и стабильную его работу при расходе рабочего газа (воздуха) $G = (1{,}2–3{,}7)\cdot10^{-3}$ кг/с и силе тока дуги до 260 А.

Исследования проводили при продольном точении заготовок из среднелегированной стали 5ХНМ и нержавеющей стали аустенитного класса 12Х18Н10Т. Обработка производилась при следующих условиях: расход рабочего газа (воздуха) $G = 2{,}5\cdot10^{-3}$ кг/с, расстояние от плазмотрона до заготовки L = 20 мм, угол наклона плазмотрона к вертикали 0°. При исследованиях использовались резцы с твердосплавными пластинами из материала Т15К6. Геометрические параметры режущей части: $\varphi = 16°$, $\alpha = 8°$, $\varphi_1 = 0 \div -3°$, $f = 0{,}3$-$0{,}4$.

Силы резания определялись с помощью тензометрического динамометра модели УДМ, работавшего в комплекте с усиливающими и записывающими приборами. На рис. 1 и 2 приведены экспериментальные кривые, отражающие влияние скорости резания и силы тока дуги на изменение составляющих сил резания при обычном точении заготовки и при ПМО. Из рис. 1 видно, что в условиях ПМО в некотором диапазоне скоростей резания силы P_Z^H и P_Y^H имеют экстремальное значение, тогда как при обычном резании в этом диапазоне скоростей экстремум не обнаруживается. Данное явление можно объяснить ростом удельной тепловой энергии, вносимой в заготовку при уменьшении скорости резания.

Из рис. 2 видно, что с увеличением мощности плазменной струи силы резания уменьшаются, достигая при силе тока I = 230 А наибольшей разницы в 1,6 раза по сравнению с обработкой без нагрева.

Из полученных результатов видно, что при ПМО силы резания уменьшаются по сравнению с обычным точением в 1,1–1,6 раза. Это дает возможность без ущерба (при одинаковой стойкости инструмента) увеличивать режимы резания, как, и показано в таблице 1.

Таблица 1 - Режимы обработки материалов

Обрабатываемый материал	Без нагрева			При ПМО				
	t, мм	S, мм/об	V, м/мин	t, мм	S, мм/об	V, м/мин	I, А	U, В
5ХНМ	2	0,21	15	3	0,52	20	220	180
12Х18Н10Т	2	0,21	20	3	0,52	20	220	180

Необходимо отметить, что проведенные исследования отмечают облегченную работу инструмента, по сравнению с обычным резанием, снижение вибраций станка, уменьшение мощности потребляемой двигателем станка. Это способствует увеличению стойкости режущего инструмента и качества обработанной поверхности.

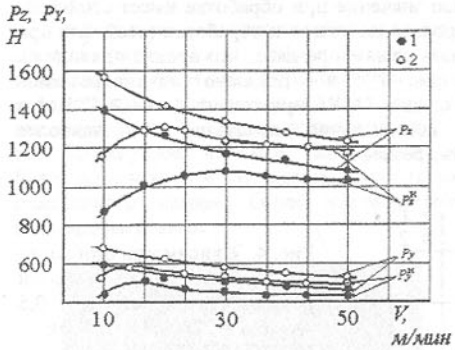


Рис. 1. Зависимость сил резания P_Z и P_Y при обычном резании и сил P_Z^H и P_Y^H при точении с плазменным нагревом заготовок от скорости резания (t = 2 мм, S = 0,2 мм/об, I = 220 , U =180 В):
1 – 12Х18Н10Т, 2 – 5ХНМ

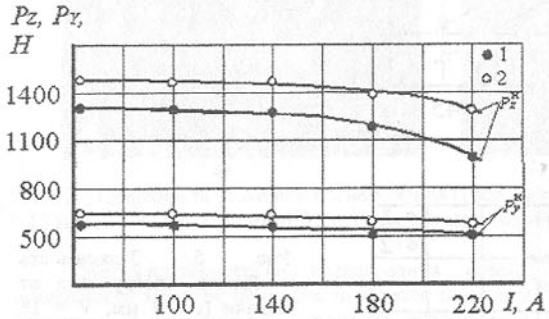


Рис. 2. Зависимость сил резания от силы тока дуги (t = 2 мм, S = 0,2 мм/об, V = 15 м/мин):
1 – 12Х18Н10Т, 2 – 5ХНМ

В процессе проведения экспериментальных исследований температура резания измерялась методом естественной термопары (одним из электродов служил резец, а другим – сама обрабатываемая деталь). На рис. 3 представлена зависимость температуры резания от силы тока дуги. Как видно из графика, с ростом мощности плазменной струи температура резания возрастает незначительно.

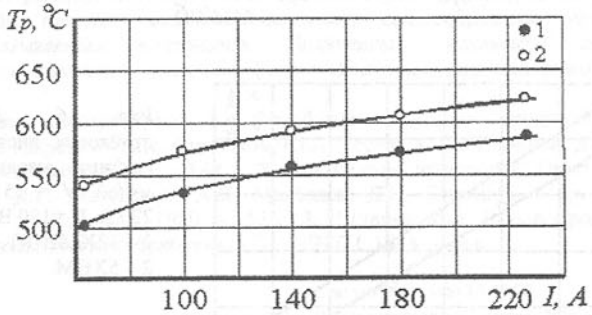


Рис. 3. Зависимость температуры резания от силы тока дуги (t = 3 мм, S = 0,52 мм/об, V = 15 м/мин): 1 – 12Х18Н10Т, 2 – 5ХНМ.

Как ранее уже указывалось, большое значение при обработке имеет стойкость режущего инструмента. Для повышения производительности обработки (особенно при черновой операции) необходимо увеличивать режимы резания, что однако приводит к уменьшению стойкости инструмента. На рис. 4, 5 и 6 показано влияние режимов резания на стойкость резцов из твердого сплава Т15К6 при точении сталей 5ХНМ и 12Х18Н10Т с нагревом. Результаты исследований показали, что наиболее целесообразно увеличивать подачу и глубину резания.

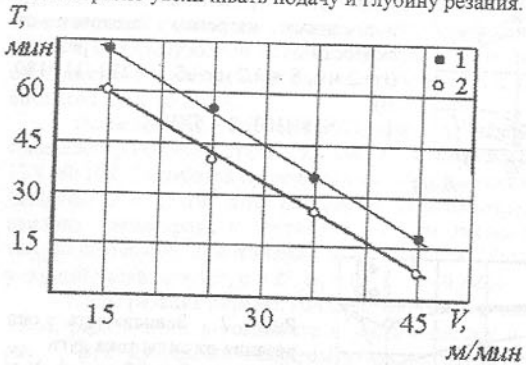


Рис. 4. Зависимость стойкости инструмента от скорости резания (t = 3 мм, S = 0,5 мм/об, I = 220 А, U =180 В):
1 – 12Х18Н10Т,
2 – 5ХНМ.

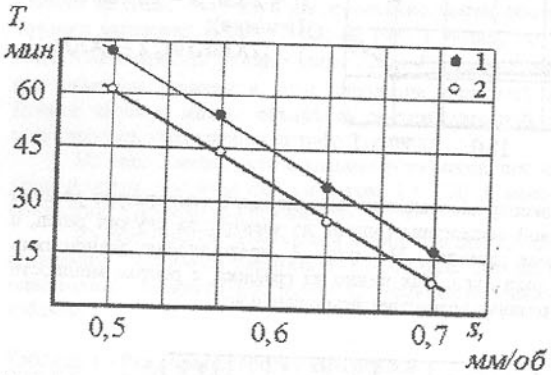


Рис. 5. Зависимость стойкости инструмента от подачи (t = 3 мм, V = 15 м/мин, I = 220 А, U =180 В):
1 – 12Х18Н10Т,
2 – 5ХНМ.

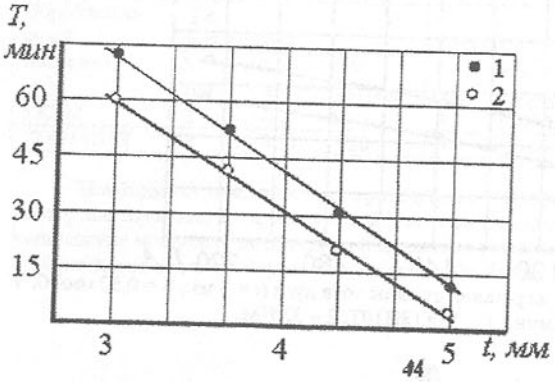


Рис. 6. Зависимость стойкости инструмента от глубины резания (S = 0,5 мм/об, V = 15 м/мин, I = 220 А, U =180 В):
1 – 12Х18Н10Т,
2 – 5ХНМ.

Результаты измерения шероховатости, выполненные с помощью профилографа-профилометра (модель 201) показали, что при черновом и чистовом точении с плазменным нагревом шероховатость обработанной поверхности улучшилась по сравнению с шероховатостью, полученной при том же режиме резания без подогрева заготовки (рис. 7). Снижение шероховатости на один – полтора класса получены для всех исследуемых металлов. Поверхность после плазменного воздействия становится более однородной и уменьшается высота микронеровностей. Также при точении без плазменного нагрева более высокие отклонения от круглости, обусловленные вибрациями станка.

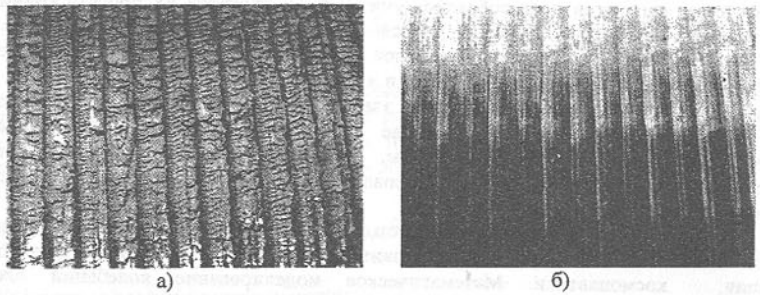


Рис. 7. Поверхность заготовки после точения (увеличенная) (t = 3 мм, S = 0,5 мм/об, V = 15 м/мин, I = 220 А, U =180 В): а) без плазменного нагрева, б) с плазменным нагревом.

Металлографические исследования слоев, прилежащих к обработанной поверхности металла, показали, что после точения с плазменным нагревом изменение структуры и химического состава не наблюдается. Также не наблюдается трещин, прижогов, раковин и других дефектов.

При рациональных режимах резания и нагрева процесс ПМО материалов (в том числе и термообработанных) не только существенно повышает производительность операций, но и позволяет, как правило, получить улучшенное качество поверхностного слоя заготовок.

Таким образом, приведенные результаты исследований позволяют выбрать рациональные режимы плазменно-механической обработки материалов и показывают, что данный процесс является наиболее целесообразным при обработке труднообрабатываемых материалов. Полученные результаты также можно распространить на стали со сходными физико-механическими свойствами.

Список литературы: **1.** Обработка резанием труднообрабатываемых материалов с нагревом / А.Н. Строшков, Ш.Л. Теслер, С.П. Шабашов, Д.С. Элинсон. – М.: Машиностроение, 1977. – 140 с. **2.** Плазменная технология: Опыт разработки и внедрения / Д.Г. Быховский, А.Я. Медведев, Д.Н. Богданов и др. / Сост. А.Н. Герасимов. – Л.: Лениздат, 1980. – 152 с. **3.** Шатерин М.А. Высокопроизводительная плазменно-механическая обработка. – Л.: ЛДНТП, 1984. – 28 с.

Сдано в редакцию 24.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Малышко И.А.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ БЛОКОВ ЭЛЕКТРОННЫХ АППАРАТОВ

Генкин Б.И., Смолий В.Н. (*СТИ ВНУ им. В.Даля, г.Северодонецк, Украина*)

In work the technique of mathematical modelling of blocks of the electronic devices equipped with system of vibrating isolation is offered.

Высокие требования к надежности и качеству электронных аппаратов (ЭА), подвергающихся в процессе эксплуатации вибрационным воздействиям, ставят задачу обеспечения виброустойчивости изделий. Требуемый уровень виброустойчивости электронных аппаратов целесообразно учитывать в процессе их проектирования, а необходимые для этого средства обеспечивать в технологическом процессе их производства. Все это делает актуальной задачу математического моделирования колебаний объектов электронной техники и их элементов.

Задачи внутренней виброзащиты электронных аппаратов рассматривались в работах [1–4]. При этом в качестве основной составляющей конструкции рассматривался типовой элемент замены. Разработанные методы математического моделирования целесообразно использовать и при решении задач внешней виброзащиты блоков ЭА.

Повышенные требования к виброустойчивости изделий электронной техники в значительной степени обусловлены развитием водного и наземного транспорта, авиации, космонавтики. Математическое моделирование колебаний блоков электронных аппаратов, установленных на подвижных объектах, усложняется пространственным характером вибрационных воздействий, что делает необходимым использование моделей как минимум с шестью степенями свободы. Соответственно усложняется математический аппарат моделирования. Широкое применение в виброзащитных системах диссипативных элементов делает невозможным упрощение математической формулировки задачи о вынужденных колебаниях за счет пренебрежения силами трения.

Целью данной работы является разработка математического аппарата моделирования пространственных колебаний блоков ЭА при силовых и кинематических вынуждающих воздействиях с учетом диссипации энергии колебаний. Данный математический аппарат необходимо реализовать в виде программного обеспечения для компьютерного моделирования колебаний блоков ЭА.

Рассмотрим колебания блока ЭА (объекта виброзащиты), установленного на основании посредством системы виброизоляции (СВИ), как колебания твердого тела с шестью степенями свободы. Используя методы динамики твердого тела [5], введем три системы координат, первая из которых ($OXYZ$) связана с основанием; вторая ($O_1X_1Y_1Z_1$) неизменно связана с объектом виброзащиты, а третья ($O_1X_2Y_2Z_2$) движется поступательно вместе с центром масс O_1 объекта виброзащиты. При равновесии объекта виброзащиты относительно основания все три системы координат совпадают.

В качестве обобщенных координат выберем координаты центра масс объекта виброзащиты: $q_1 = X$; $q_2 = Y$; $q_3 = Z$ и разновидность углов Эйлера – самолетные углы [5]: $q_4=\varphi$; $q_5=\psi$; $q_6=\theta$.

Кинетическая энергия твердого тела в общем случае определяется соотношением [6]:

$$W_к = \frac{1}{2}m\left(\dot{X}^2+\dot{Y}^2+\dot{Z}^2\right)+\frac{1}{2}\left(\begin{array}{l} J_X\omega_X{}^2+J_Y\omega_Y{}^2+J_Z\omega_Z{}^2-2J_{XY}\omega_X\omega_Y- \\ -2J_{YZ}\omega_Y\omega_Z-2J_{XZ}\omega_X\omega_Z \end{array}\right), \qquad (1)$$

где m – масса тела; J_X, J_Y, J_Z - моменты инерции тела относительно осей X_1, Y_1, Z_1 соответственно; J_{XY}, J_{YZ}, J_{XZ} – центробежные моменты инерции тела относительно системы координат $O_1X_1Y_1Z_1$; ω_Z, ω_Y, ω_Z – проекции вектора угловой скорости тела на оси X_1, Y_1, Z_1, соответственно.

Связь между проекциями вектора угловой скорости, обобщенными координатами и обобщенными скоростями $\dot{q}_j$ определяем кинематическими уравнениями Эйлера:

$$\omega_X = \dot{\varphi}+\dot{\psi}\sin\theta; \omega_Y = \dot{\psi}\cos\theta\cdot\cos\varphi+\dot{\theta}\sin\varphi; \omega_Z = \dot{\theta}\cos\varphi-\dot{\varphi}\cos\theta\cdot\sin\varphi. \qquad (2)$$

Подставим (2) в (1) и представим кинетическую энергию в виде квадратичной формы

$$W_к = \frac{1}{2}\sum_{k=1}^{6}\sum_{l=1}^{6}A_{lk}\left(q_1,q_2,\ldots,q_6\right)\cdot\dot{q}_l\dot{q}_k. \qquad (3)$$

Ограничимся рассмотрением малых колебаний объекта виброзащиты. Раскладывая коэффициенты инерции A_{lk} в ряд Маклорена по степеням обобщенных координат и сохраняя в этом разложении только члены $a_{lk}=A_{lk}(0, 0,\ldots,0)$, получим приближенное выражение кинетической энергии:

$$W_к = \frac{1}{2}\left(a_{11}\dot{X}^2+a_{22}\dot{Y}^2+a_{33}\dot{Z}^2+a_{44}\dot{\varphi}^2+a_{55}\dot{\psi}^2+a_{66}\dot{\theta}^2+2a_{45}\dot{\varphi}\dot{\psi}+2a_{56}\dot{\psi}\dot{\vartheta}+2a_{46}\dot{\varphi}\dot{\theta}\right), \qquad (4)$$

где обобщенные коэффициенты инерции:
$a_{11} = a_{22} = a_{33} = m$; $a_{44} = J_X$; $a_{55} = J_Y$; $a_{66} = J_Z$; $a_{45} = -J_{XY}$; $a_{56} = -J_{YZ}$; $a_{46} = -J_{XZ}$.
В приближении малых колебаний угол θ можно рассматривать как угол поворота объекта виброзащиты вокруг оси Z_2.

Для составления дифференциальных уравнений малых колебаний конструкции воспользуемся уравнениями Лагранжа II рода.

Определим обобщенные силы Q_n системы. На объект виброзащиты действуют силы упругости и силы трения со стороны виброизоляторов, сила тяжести и вынуждающие силы. Сила тяжести уравновешивается статическими составляющими реакций виброизоляторов. Для определения динамических составляющих воспользуемся линейной моделью виброизолятора. Раскладывая упругие и диссипативные силы на составляющие по осям координат, представим произвольный виброизолятор в виде совокупности трех упруго-вязких элементов, ориентированных вдоль осей X, Y, Z. Реакция каждого такого элемента направлена вдоль соответствующей оси и определяется соотношениями:

$$R_X = -C_{jX}\delta_{jX}-\mu_{jX}\dot{\delta}_{jX}; \quad R_{jY} = -C_{jY}\delta_{jY}-\mu_{jY}\dot{\delta}_{jY}; \quad R_{jZ} = -C_{jZ}\delta_{jZ}-\mu_{jZ}\dot{\delta}_{jZ}, \qquad (5)$$

где δ_{jX}, δ_{jY}, δ_{jZ} – деформации упруго-вязких элементов; j – номер виброизолятора; C_{jX}, C_{jY}, C_{jZ} – коэффициенты жесткости виброизолятора; μ_{jX}, μ_{jY}, μ_{jZ} – коэффициенты трения виброизолятора.

Выразим деформации упруго-вязких элементов через обобщенные координаты:

$$\delta_{jx} = X+Z_j\psi-Y_j\theta; \quad \delta_{jy} = Y+X_j\theta-Z_j\varphi; \quad \delta_{jz} = Z+Y_j\varphi-X_j\psi, \qquad (6)$$

где X_j, Y_j, Z_j – координаты точек крепления виброизоляторов в системе $O_1X_1Y_1Z_1$.

Рассматривая задачу о малых колебаниях в комплексной постановке, представим обобщенные коэффициенты в виде (здесь и далее черта над символом обозначает комплексные величины):

$$\overline{X} = \overline{A}_x \cdot e^{i\omega t};\ \overline{Y} = \overline{A}_y \cdot e^{i\omega t};\ \overline{Z} = \overline{A}_z \cdot e^{i\omega t};\ \overline{\varphi} = \overline{A}_\varphi \cdot e^{i\omega t};\ \overline{\psi} = \overline{A}_\psi \cdot e^{i\omega t};\ \overline{\theta} = \overline{A}_\theta \cdot e^{i\omega t}, \qquad (7)$$

где i – мнимая единица, ω - угловая частота колебаний.

Подставим (7) в (6). Учитывая, что $\ddot{\overline{q}}_n = i\omega\overline{q}_n$, получим:

$$\overline{R}_{jx} = -\overline{C}_{jx}\left(\overline{X} + Z_j\overline{\psi} - Y_j\overline{\theta}\right);\ \overline{R}_{jy} = -\overline{C}_{jy}\left(\overline{Y} + X_j\overline{\theta} - Z_j\overline{\varphi}\right);\ \overline{R}_{jz} = -\overline{C}_{jz}\left(\overline{Z} + Y\overline{\varphi} - X_j\overline{\psi}\right), \qquad (8)$$

где $\overline{C}_{jx}$, $\overline{C}_{jy}$, $\overline{C}_{jz}$ – комплексные коэффициенты жесткости, определяемые соотношениями:

$$\overline{C}_{jx} = C_{jx}\left(1 + i\frac{\mu_{ix}\omega}{C_{jx}}\right);\ \overline{C}_{jy} = C_{jy}\left(1 + i\frac{\mu_{iy}\omega}{C_{jy}}\right);\ \overline{C}_{jz} = C_{jz}\left(1 + i\frac{\mu_{iz}\omega}{C_{jz}}\right). \qquad (9)$$

Обобщенные силы Q_1, Q_2, Q_3 имеют смысл проекций главного вектора внешних сил на оси X, Y, Z. Суммируя реакции (8) и проекции вынуждающих сил, найдем:

$$\begin{gathered}\overline{Q}_1 = -\left(\overline{C}_{11}\overline{X} + \overline{C}_{15}\overline{\psi} + \overline{C}_{16}\overline{\theta}\right) + \overline{F}_x(t);\ \overline{Q}_2 = -\left(\overline{C}_{22}\overline{Y} + \overline{C}_{24}\overline{\varphi} + \overline{C}_{26}\overline{\theta}\right) + \overline{F}_y(t);\\ \overline{Q}_3 = -\left(\overline{C}_{33}\overline{Z} + \overline{C}_{34}\overline{\varphi} + \overline{C}_{35}\overline{\psi}\right) + \overline{F}_z(t),\end{gathered} \qquad (10)$$

где $\overline{C}_{lk}$ – комплексные обобщенные коэффициенты жесткости; $\overline{F}_x$, $\overline{F}_y$, $\overline{F}_z$ – проекции главного вектора вынуждающих сил на оси X, Y, Z.

Обобщенные силы Q_4, Q_5, Q_6 имеют смысл проекций на оси X_2, Y_2, Z_2 главного момента внешних сил относительно центра масс O_1 объекта виброзащиты. Определив суммы моментов сил (5) и вынуждающих сил относительно осей X_2, Y_2, Z_2, получим:

$$\begin{gathered}Q_4 = -\left(\overline{C}_{24}\cdot\overline{Y} + \overline{C}_{34}\cdot\overline{Z} + \overline{C}_{44}\cdot\overline{\varphi} + \overline{C}_{45}\cdot\overline{\psi} + \overline{C}_{46}\cdot\overline{\theta}\right) + \overline{M}_X(t);\\ Q_5 = -\left(\overline{C}_{15}\cdot\overline{X} + \overline{C}_{35}\cdot\overline{Z} + \overline{C}_{45}\cdot\overline{\varphi} + \overline{C}_{55}\cdot\overline{\psi} + \overline{C}_{56}\cdot\overline{\theta}\right) + \overline{M}_Y(t);\\ Q_6 = -\left(\overline{C}_{16}\cdot\overline{X} + \overline{C}_{26}\cdot\overline{Y} + \overline{C}_{46}\cdot\overline{\varphi} + \overline{C}_{56}\cdot\overline{\psi} + \overline{C}_{66}\cdot\overline{\theta}\right) + \overline{M}_Z(t),\end{gathered} \qquad (11)$$

где M_X, M_Y, M_Z – проекции главного момента вынуждающих сил на оси X_2, Y_2, Z_2.

Комплексные обобщенные коэффициенты жесткости $\overline{C}_{lk}$ определяются соотношениями:

$$\begin{gathered}\overline{C}_{11} = \sum_{j=1}^{N}\overline{C}_{jx};\ \overline{C}_{22} = \sum_{j=1}^{N}\overline{C}_{jy};\ \overline{C}_{33} = \sum_{j=1}^{N}\overline{C}_{jz};\ \overline{C}_{44} = \sum_{j=1}^{N}\left(\overline{C}_{jz}Y_j^2 + \overline{C}_{jy}Z_j^2\right);\\ \overline{C}_{55} = \sum_{j=1}^{N}\left(\overline{C}_{jx}Z_j^2 + \overline{C}_{jz}X_j^2\right);\ \overline{C}_{66} = \sum_{j=1}^{N}\left(\overline{C}_{jx}Y_j^2 + \overline{C}_{jy}X_j^2\right);\ \overline{C}_{15} = \sum_{j=1}^{N}\overline{C}_{jx}Z_j;\\ \overline{C}_{16} = -\sum_{j=1}^{N}\overline{C}_{jx}Y_j;\ \overline{C}_{24} = -\sum_{j=1}^{N}\overline{C}_{jy}Z_j;\ \overline{C}_{26} = \sum_{j=1}^{N}\overline{C}_{jy}X_j;\ \overline{C}_{34} = \sum_{j=1}^{N}\overline{C}_{jz}Y_j;\ \overline{C}_{35} = -\sum_{j=1}^{N}\overline{C}_{jz}X_j;\\ \overline{C}_{45} = -\sum_{j=1}^{N}\overline{C}_{jz}\cdot X_j\cdot Y_j;\ \overline{C}_{46} = -\sum_{j=1}^{N}\overline{C}_{jy}\cdot X_j\cdot Z_j;\ \overline{C}_{56} = -\sum_{j=1}^{N}\overline{C}_{jx}\cdot Y_j\cdot Z_j.\end{gathered} \qquad (12)$$

где N – количество виброизоляторов, используемых в СВИ.

С помощью уравнений Лагранжа II рода получим следующие дифференциальные уравнения малых колебаний блока ЭА:

$$\begin{gathered}a_{11}\ddot{\overline{X}} + \overline{C}_{11}\cdot\overline{X} + \overline{C}_{15}\cdot\overline{\psi} + \overline{C}_{16}\cdot\overline{\theta} = \overline{F}_x(t);\\ a_{22}\ddot{\overline{Y}} + \overline{C}_{22}\cdot\overline{Y} + \overline{C}_{24}\cdot\overline{\varphi} + \overline{C}_{26}\cdot\overline{\theta} = \overline{F}_y(t);\\ a_{33}\ddot{\overline{Z}} + \overline{C}_{33}\cdot\overline{Z} + \overline{C}_{34}\cdot\overline{\varphi} + \overline{C}_{35}\cdot\overline{\psi} = \overline{F}_z(t);\\ a_{44}\ddot{\overline{\varphi}} + a_{45}\ddot{\overline{\psi}} + a_{46}\ddot{\overline{\theta}} + \overline{C}_{24}\cdot\overline{Y} + \overline{C}_{34}\cdot\overline{Z} + \overline{C}_{44}\cdot\overline{\varphi} + \overline{C}_{45}\cdot\overline{\psi} + \overline{C}_{46}\cdot\overline{\theta} = \overline{M}_x(t);\\ a_{45}\ddot{\overline{\varphi}} + a_{55}\ddot{\overline{\psi}} + a_{56}\ddot{\overline{\theta}} + \overline{C}_{15}\cdot\overline{X} + \overline{C}_{35}\cdot\overline{Z} + \overline{C}_{45}\cdot\overline{\varphi} + \overline{C}_{55}\cdot\overline{\psi} + \overline{C}_{56}\cdot\overline{\theta} = \overline{M}_y(t);\\ a_{46}\ddot{\overline{\varphi}} + a_{56}\ddot{\overline{\psi}} + a_{66}\ddot{\overline{\theta}} + \overline{C}_{16}\cdot\overline{X} + \overline{C}_{26}\cdot\overline{Y} + \overline{C}_{46}\cdot\overline{\varphi} + \overline{C}_{56}\cdot\overline{\psi} + \overline{C}_{66}\cdot\overline{\theta} = \overline{M}_z(t).\end{gathered} \qquad (13)$$

Применяя принцип суперпозиции, разложим функции $F_X(t), F_Y(t), F_Z(t)$, $M_X(t), M_Y(t), M_Z(t)$ в ряды Фурье и рассмотрим вынужденные колебания конструкции под действием гармоник вынуждающего воздействия с выделенной частотой ω:

$$\begin{gathered}\overline{F}_X(t) = F_{ox}\cdot e^{i\omega t};\ \overline{F}_Y(t) = F_{oy}\cdot e^{i\omega t};\ \overline{F}_Z(t) = F_{oz}\cdot e^{i\omega t};\\ \overline{M}_X(t) = M_{ox}\cdot e^{i\omega t};\ \overline{M}_Y(t) = M_{oy}\cdot e^{i\omega t};\ \overline{M}_Z(t) = M_{oz}\cdot e^{i\omega t}.\end{gathered} \qquad (14)$$

Разыскивая стационарное решение системы (13) в виде (7), и используя (14), получим следующую систему линейных неоднородных алгебраических уравнений относительно комплексных амплитуд $A_x, A_y, A_z, A_\varphi, A_\psi, A_\theta$ вынужденных колебаний:

$$\begin{gathered}\left(\overline{C}_{11} - a_{11}\omega^2\right)\overline{A}_x + \overline{C}_{15}\cdot\overline{A}_\psi + \overline{C}_{16}\cdot\overline{A}_\theta = F_{ox};\\ \left(\overline{C}_{22} - a_{22}\omega^2\right)\overline{A}_y + \overline{C}_{24}\cdot\overline{A}_\varphi + \overline{C}_{26}\cdot\overline{A}_\theta = F_{oy};\\ \left(\overline{C}_{33} - a_{33}\omega^2\right)\overline{A}_z + \overline{C}_{34}\cdot\overline{A}_\varphi + \overline{C}_{35}\cdot\overline{A}_\psi = F_{oz};\\ \overline{C}_{24}\cdot\overline{A}_y + \overline{C}_{34}\cdot\overline{A}_z + \left(\overline{C}_{44} - a_{44}\omega^2\right)\overline{A}_\varphi + \left(\overline{C}_{45} - a_{45}\omega^2\right)\overline{A}_\psi + \left(\overline{C}_{46} - a_{46}\omega^2\right)\overline{A}_\theta = M_{ox};\\ \overline{C}_{15}\cdot\overline{A}_x + \overline{C}_{35}\cdot\overline{A}_z + \left(\overline{C}_{45} - a_{45}\omega^2\right)\overline{A}_\varphi + \left(\overline{C}_{55} - a_{55}\omega^2\right)\overline{A}_\psi + \left(\overline{C}_{56} - a_{56}\omega^2\right)\overline{A}_\theta = M_{oy};\\ \overline{C}_{16}\cdot\overline{A}_x + \overline{C}_{26}\cdot\overline{A}_y + \left(\overline{C}_{46} - a_{46}\omega^2\right)\overline{A}_\varphi + \left(\overline{C}_{56} - a_{56}\omega^2\right)\overline{A}_\psi + \left(\overline{C}_{66} - a_{66}\omega^2\right)\overline{A}_\theta = M_{oz}.\end{gathered} \qquad (15)$$

С помощью метода Крамера найдем решение системы (15):

$$\overline{A}_x = \frac{\overline{\Delta}_1(\omega)}{\overline{\Delta}(\omega)};\ \overline{A}_y = \frac{\overline{\Delta}_2(\omega)}{\overline{\Delta}(\omega)};\ \overline{A}_z = \frac{\overline{\Delta}_3(\omega)}{\overline{\Delta}(\omega)};\ \overline{A}_\varphi = \frac{\overline{\Delta}_4(\omega)}{\overline{\Delta}(\omega)};\ \overline{A}_\psi = \frac{\overline{\Delta}_5(\omega)}{\overline{\Delta}(\omega)};\ \overline{A}_\theta = \frac{\overline{\Delta}_6(\omega)}{\overline{\Delta}(\omega)}, \qquad (16)$$

где $\overline{\Delta}(\omega)$ – определитель системы (15); $\overline{\Delta}_j(\omega)$ – дополнительные определители, получаемые путем замены j-го столбца определителя $\overline{\Delta}(\omega)$ столбцом свободных членов.

Определив комплексные амплитуды (16), найдем амплитуды вынужденных колебаний обобщенных координат:

$$A_x = \left|\overline{A}_x\right|;\ A_y = \left|\overline{A}_y\right|;\ A_z = \left|\overline{A}_z\right|;\ A_\varphi = \left|\overline{A}_\varphi\right|;\ A_\psi = \left|\overline{A}_\psi\right|;\ A_\theta = \left|\overline{A}_\theta\right| \qquad (17)$$

и фазовые углы:

$$\alpha_x = \arg \overline{A}_x;\ \alpha_y = \arg \overline{A}_y;\ \alpha_z = \arg \overline{A}_z;\ \alpha_\varphi = \arg \overline{A}_\varphi;\ \alpha_\psi = \arg \overline{A}_\psi;\ \alpha_\theta = \arg \overline{A}_\theta. \qquad (18)$$

Фазовые углы определяют сдвиг фаз между изменением выделенной гармоники вынуждающего воздействия и изменениями соответствующих гармоник обобщенных координат.

В случае вынужденных колебаний объекта виброзащиты при кинематическом вынуждающем воздействии основание, на котором он установлен, совершает сложное колебательное движение. Введем дополнительные системы координат: условно неподвижную систему $O'\xi\eta\zeta$ и поступательно движущуюся систему $O\xi_1\eta_1\zeta_1$. Условимся, что в тот момент, когда основание и объект виброзащиты находятся в положении равновесия, все системы координат как ранее, так и вновь введенные, совпадают. Тогда движение основания опишем с помощью следующих обобщенных координат: U_1, U_2, U_3 - смещения точки O в направлениях осей ξ, η, ζ, соответственно; U_4, U_5, U_6 – углы поворота основания вокруг осей ξ_1, η_1, ζ_1, соответственно.

Рассмотрим движение объекта виброзащиты относительно системы отсчета $OXYZ$, жестко связанной с основанием. Данная система отсчета является неинерциальной, поэтому к каждой точке объекта виброзащиты приложим соответствующую силу инерции. Дифференциальные уравнения малых колебаний составим в форме (12), где функции $\overline{F}_x(t)$, $\overline{F}_y(t)$, $\overline{F}_z(t)$ имеют смысл проекций главного вектора сил инерции на оси ξ, η, ζ, соответственно, а функции $\overline{M}_x(t)$, $\overline{M}_y(t)$, $\overline{M}_z(t)$ являются, соответственно, проекциями на оси ξ_1, η_1, ζ_1, главного момента сил инерции относительно точки О. При вычислении сил инерции будем пренебрегать кориолисовыми ускорениями точек объекта виброзащиты. Учитывая только переносные силы инерции, получим:

$$\begin{gathered}\overline{F}_x(t) = -a_{11}\ddot{\overline{U}}_1;\ \overline{F}_y(t) = -a_{22}\ddot{\overline{U}}_2;\ \overline{F}_z(t) = -a_{33}\ddot{\overline{U}}_3;\ \overline{M}_x(t) = -\left(a_{44}\ddot{\overline{U}}_4 + a_{45}\ddot{\overline{U}}_5 + a_{46}\ddot{\overline{U}}_6\right);\\ \overline{M}_y(t) = -\left(a_{45}\ddot{\overline{U}}_4 + a_{55}\ddot{\overline{U}}_5 + a_{56}\ddot{\overline{U}}_6\right);\ \overline{M}_z(t) = -\left(a_{46}\ddot{\overline{U}}_4 + a_{56}\ddot{\overline{U}}_5 + a_{66}\ddot{\overline{U}}_6\right).\end{gathered} \qquad (19)$$

Подставим соотношения (19) в дифференциальные уравнения (13). Применяя принцип суперпозиции и разложение Фурье, найдем комплексные амплитуды, амплитуды и фазовые углы относительных колебаний блока ЭА.

Рассмотрим задачу об абсолютных колебаниях, т.е. о движении блока ЭА относительно "неподвижной" системы отсчета $O'\xi\eta\zeta$. В приближении малых колебаний положение конструкции будем определять с помощью обобщенных координат:

$$X_{абс} = X + U_1;\ Y_{абс} = Y + U_2;\ Z_{абс} = Z + U_3;\ \varphi_{абс} = \varphi + U_4;\ \psi_{абс} = \psi + U_5;\ \theta_{абс} = \theta + U_6. \qquad (20)$$

Комплексные амплитуды абсолютных колебаний найдем по формулам:

$$\begin{gathered}\overline{A}_x^{абс} = \overline{A}_x + u_1;\ \overline{A}_y^{абс} = \overline{A}_y + u_2;\ \overline{A}_z^{абс} = \overline{A}_z + u_3;\\ \overline{A}_\varphi^{абс} = \overline{A}_\varphi + u_4;\ \overline{A}_\psi^{абс} = \overline{A}_\psi + u_5;\ \overline{A}_\theta^{абс} = \overline{A}_\theta + u_6.\end{gathered} \qquad (21)$$

Амплитуды абсолютных колебаний:

$$A_x^{абс} = \left|\overline{A}_x^{абс}\right|;\ A_y^{абс} = \left|\overline{A}_y^{абс}\right|;\ A_z^{абс} = \left|\overline{A}_z^{абс}\right|;\ A_\varphi^{абс} = \left|\overline{A}_\varphi^{абс}\right|;\ A_\psi^{абс} = \left|\overline{A}_\psi^{абс}\right|;\ A_\theta^{абс} = \left|\overline{A}_\theta^{абс}\right|. \qquad (22)$$

Фазовые углы абсолютных колебаний:

$$\alpha_x = \arg \overline{A}_x^{абс};\ \alpha_y = \arg \overline{A}_y^{абс};\ \alpha_z = \arg \overline{A}_z^{абс};\ \alpha_\varphi = \arg \overline{A}_\varphi^{абс};\ \alpha_\psi = \arg \overline{A}_\psi^{абс};\ \alpha_\theta = \arg \overline{A}_0^{абс}. \qquad (23)$$

Для исследования эффективности виброизоляции необходимо выполнять расчеты собственных частот установленной на виброизоляторах конструкции. Дифференциальные уравнения свободных колебаний получим, приравняв нулю правые части уравнений (13). Положим также в соотношениях (9) $\mu_0 = 0$. Разыскивая общее решений системы дифференциальных уравнений свободных колебаний в виде $q_j = A_j \cos(kt + \alpha)$, получим систему однородных алгебраических уравнений относительно амплитуд A_j свободных колебаний. Приравняв нулю определитель данной системы, получим частотное уравнение, положительные вещественные корни которого определяют искомые собственные частоты.

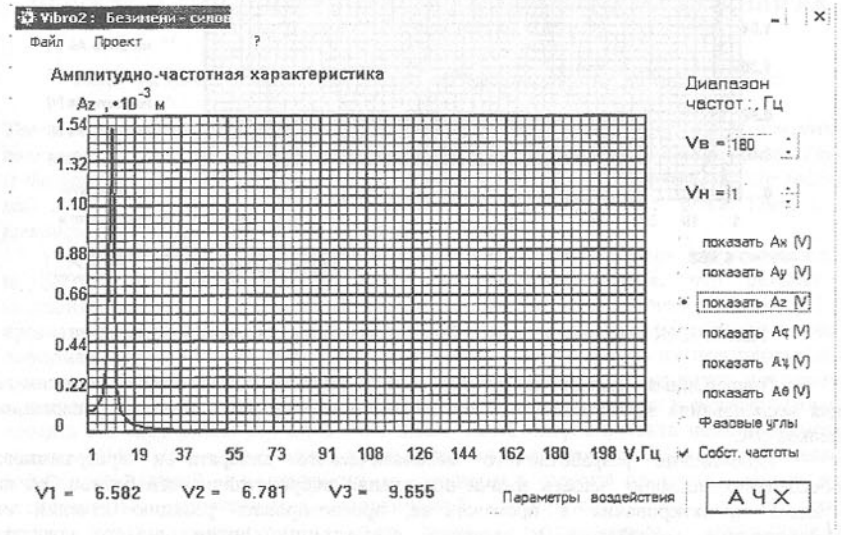


Рис. 1. АЧХ вертикальных колебаний при силовом возбуждении

Найденные математические соотношения реализованы в виде программного продукта в среде Delphi. Разработанная программа позволяет исследовать амплитудно-частотные характеристики (АЧХ) и фазо-частотные характеристики (ФЧХ) вынужденных колебаний блока ЭА по каждой обобщенной координате при силовых и кинематических вынуждающих воздействиях, определять собственные частоты, оптимизировать параметры СВИ по критерию отстройки от резонансов и критерию разделения форм колебаний.

На рис. 1 приведен график АЧХ обобщенной координаты Z при силовом вынуждающем воздействии и оптимизированном размещении виброизоляторов по критерию разделения форм колебаний.

Из приведенного графика видно, что оптимизация размещения виброизоляторов позволяет добиться практически раздельного возникновения резонансов по каждой обобщенной координате. Эффективная виброизоляция вертикальных воздействий в приведенном примере наблюдается на частотах свыше 15 Гц.

АЧХ относительных вертикальных колебаний блока ЭА для случая кинематического возбуждения колебаний приведена на рис. 2.

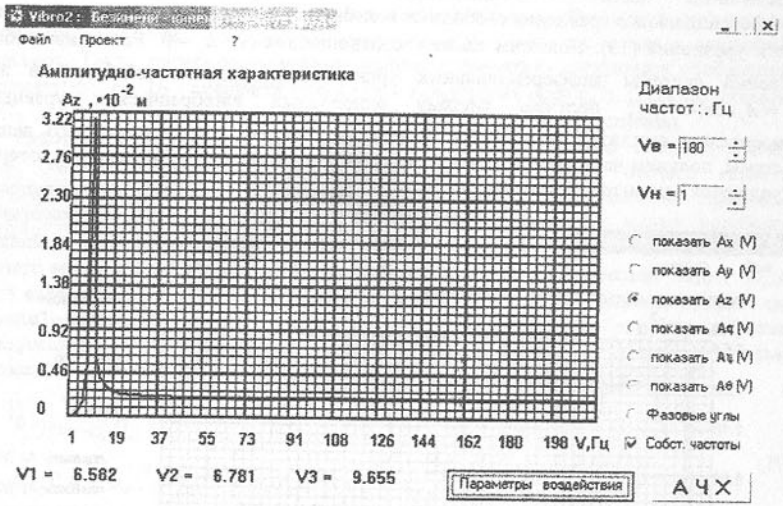


Рис. 2. АЧХ вертикальных колебаний при кинематическом возбуждении

Приведенный пример иллюстрирует возможности использования программы для исследования эффективности и оптимизации параметров систем виброизоляции блоков ЭА.

Применение разработанного математического аппарата и программного обеспечения позволит решать задачи повышения виброустойчивости блоков ЭА на стадиях проектирования и производства, прогнозировать реакцию изделий на вибрационные воздействия в процессе эксплуатации, оптимизировать средства обеспечения требуемого уровня виброустойчивости по различным критериям.

Список литературы: **1.** Генкин Б.И., Смолий В.Н. Автоматизация обеспечения виброустойчивости типовых элементов замены электронных аппаратов// Наукові праці Донецького державного технічного університету. Серія: Інформатика, кібернетика та обчислювальна техніка, випуск 15: – Донецьк: ДонДТУ, 2000. – С. 144-149. **2.** Генкин Б.И., Смолий В.Н. Исследование вибрационных воздействий и автоматизация проектирования ЭА// Збірник наукових праць Східноукраїнського державного університету (матеріали міжнародної науково-практичної конференції "Університет та регіон" 29-30 листопада 1999 р.): У2. Ступенева підготовка фахівців в університеті та нові технології навчання, наукове забезпечення рішення регіональних проблем, економічні проблеми. За заг. ред. В.А.Слащова. – Луганськ: Вид-во Східноукр. держ. ун-ту, 2000р., С. 71-74 **3.** Математическое моделирование вибрационных процессов типовых элементов замены электронных аппаратов и его программное обеспечение// Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 11. – С.160-164. **4.** Генкин Б.И., Смолий В.Н. Компьютерное моделирование вибрационных свойств электронных аппаратов// Вестник Херсонского государственного технического университета. - 2000. – №2(8). – С. 69-73. **5.** Ганиев Р.Ф., Кононенко В.О. Колебания твердых тел. М.: Наука, 1976. – с.431. **6.** Лурье А.И. Аналитическая механика. М.: Наука, 1961. – с.824.

Сдано в редакцию 25.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ВОЗМОЖНОСТЬ МИНИМИЗАЦИИ ЭНЕРГОПОТРЕБЛЕНИЯ ТЕХНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ДИСКРЕТНОГО ДЕЙСТВИЯ В РЕЖИМЕ НЕПОСРЕДСТВЕННОГО АВТОМАТИЗИРОВАННОГО УПРАВЛЕНИЯ НА ПРИМЕРЕ ПРОКАТНОЙ КЛЕТИ

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

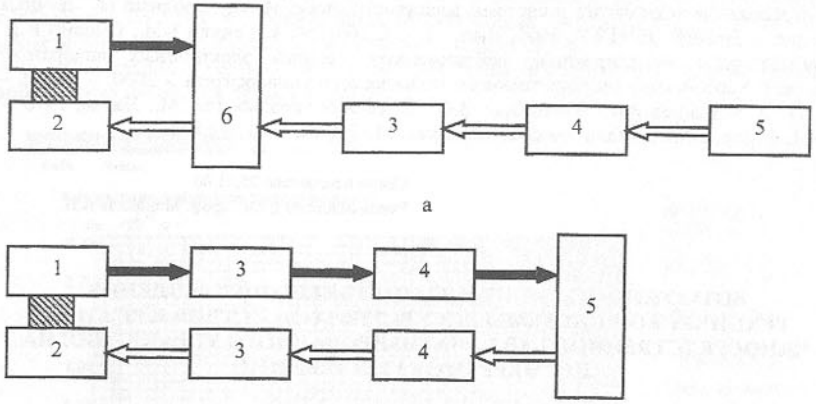
Ther are the purpose and the research problem of the discrete action technical system energy consumption. The general scheme of the the rolling-mill energy consumption is given. There is the bond graph of the rolling-mill energy consumption. There are the results of the rolling-mill 2000 experimental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

Техническая система дискретного действия характеризуется неустойчивостью параметров состояния, в том числе и энергопотребления, что связано с нестабильностью краевых условий взаимодействия в технологическом очаге [1]. В прокатной клети это сводится к нестабильности условий взаимодействия в очаге деформации, и, как следствие, нестабильности энергопотребления при переходном процессе, который имеет место и в режиме захвата проката валками клети, и в режиме непосредственного автоматизированного управления прокаткой, и в режиме выброса проката валками клети [2]. При этом имеет место энергетическая неравноценность валков: в то время как один валок преодолевает сопротивление пластической деформации, другой, в зависимости от конкретных условий прокатки, может, как преодолевать сопротивление пластической деформации, так и создавать дополнительное сопротивление для валка, преодолевающего сопротивление пластической деформации [3], что позволяет снизить энергосиловые параметры процесса прокатки [4]. Таким образом, появляется возможность минимизации

энергопотребления прокатной клети в том случае, если автоматизированная система управления технологическим процессом прокатки (АСУ ТП) сможет обеспечить целенаправленное неравенство параметров очага деформации в режиме непосредственного автоматизированного управления [5].

Цель исследования – минимизация энергопотребления прокатной клети за счет расширения управляющих возможностей АСУ ТП при выработке и реализации оперативного управляющего воздействия в режиме непосредственного автоматизированного управления.

Задача исследования – корректировка функции управляющего воздействия $f({}^{n}W)$ АСУ ТП для обеспечения возможности минимизации энергопотребления в режиме непосредственного автоматизированного управления.



Энергетические потоки: ⇦ - потребления; ➡ - генерирования.
1, 2 – валок; 3 – механическая часть привода; 4 – электрическая часть привода; 5 – источник энергии; 6 – шестеренная клеть.

Рис. 1. Обобщенная схема энергетических потоков технической системы дискретного действия „прокатная клеть" с конструктивно различным исполнением привода валков в режиме непосредственного автоматизированного управления.

Прокатная клеть, как и любая техническая система дискретного действия, может иметь конструктивно различное исполнение привода валков (рис.1): групповой привод и индивидуальный привод. У прокатной клети с групповым приводом валков (рис. 1 а) энергетическая неравноценность валков во всех режимах прокатки компенсируется силовым замыканием зубчатого зацепления шестеренной клети. Поэтому, групповой привод в принципе не позволяет АСУ ТП влиять на енергопоребление в режиме непосредственного автоматизированного управления прокаткой. У прокатной клети с индивидуальным приводом валков (рис. 1б)

энергетическая неравноценность валков во всех режимах прокатки компенсируется электрической частью привода, что делает в принципе возможным минимизацию энергопотребления прокатной клети. Однако, функция управляющего воздействия $f({}^{n}W)$ АСУ ТП при выработке и реализации оперативного управляющего воздействия в режиме непосредственного автоматизированного управления должна учитывать инерционность электрической и механической части привода при переходном процессе.

В технической системе дискретного действия „прокатная клеть" с индивидуальным приводом валков в режиме непосредственного автоматизированного управления (рис. 2) 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 прокатной клети;

однонаправленный $\sum X, \sum X^{i}$ исходного энергопотребления прокатной клети 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 на конкретном валке в конкретных условиях прокатки;

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

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

$\sum O_{d}$ - энергосиловые параметры процесса прокатки;

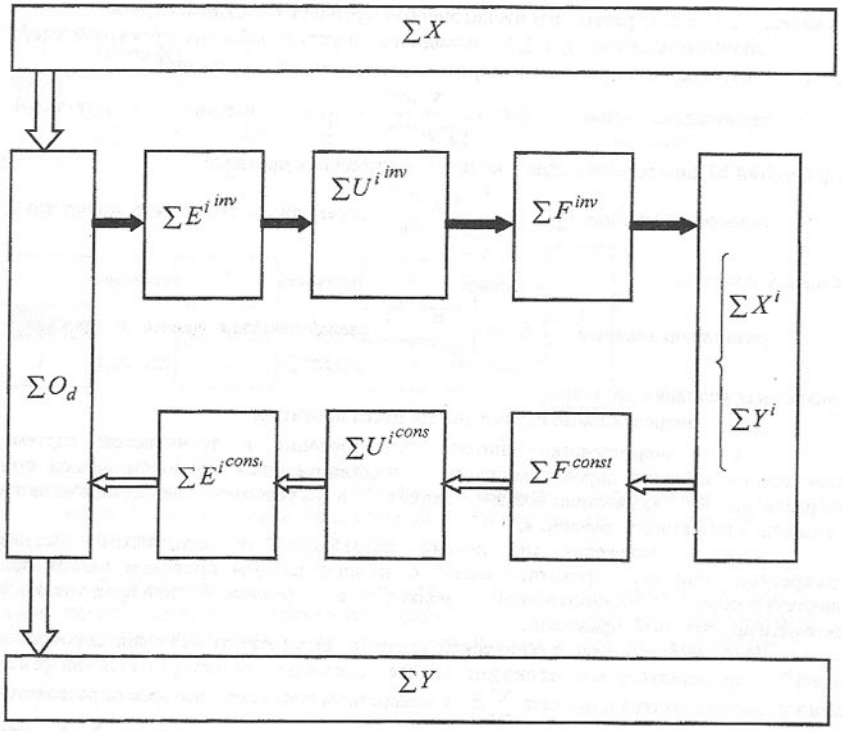
inv – энергетические потоки генерирования в технической системе дискретного действия „прокатная клеть" с индивидуальным приводом валков при энергетической неравноценности валков в режиме непосредственного автоматизированного управления;

const – энергетические потоки потребления в технической системе дискретного действия „прокатная клеть" с индивидуальным приводом валков при энергетической неравноценности валков в режиме непосредственного автоматизированного управления.

Энергопотребление технической системы дискретного действия „прокатная клеть" с индивидуальным приводом валков полностью характеризуется энергией взаимодействия валков и проката $\sum E^{i}$ в конкретном пропуске *i*, которое определяется однозначностью конечных энергосиловых параметров процесса прокатки $\sum O_{d}{}^{i}$ при текущих значениях энергопотребления на преодоления технологического сопротивления прокатки $\sum F$ в условиях энергетических потерь при переходном процессе $\sum U^{i}$, в соответствии, как с энергетическими параметрами прокатки до

начала $\sum O_d^{\,0} = \sum X$ и по окончании $\sum O_d^{\,i+1} = \sum Y$ процесса, так и до начала $\sum O_d^{\,i} = \sum X^i$ и по окончании $\sum O_d^{\,i} = \sum Y^i$ конкретного пропуска i в клети:

$$\sum X \Rightarrow \sum O_d^{\,i} = \begin{cases} \sum E^{\,i^{inv}} \Rightarrow \sum U^{\,i^{inv}} \Rightarrow \sum F^{\,inv} \Rightarrow \\ \sum E^{\,i^{const}} \Leftarrow \sum U^{\,i^{const}} \Leftarrow \sum F^{\,const} \Leftarrow \end{cases} \begin{cases} \sum X^i \\ \sum Y^i \end{cases} \Rightarrow \sum Y. \quad (1)$$



Энергетические потоки: ⇨ - потребления; ➡ - генерирования.

Рис. 2. Обобщенная схема энергопотребления технической системы дискретного действия„прокатная клеть" с индивидуальным приводом валков в режиме непосредственного автоматизированного управления.

Энергопотребление технической системы дискретного действия „прокатная клеть" с индивидуальным приводом валков 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:

$$\sum E^i = \begin{cases} -\sum E^{\,i^{inv}}; \\ \sum E^{\,i^{const}}. \end{cases} \quad (2)$$

Тогда для такой технической системы возможно построение обобщенного связного графа энергопотребления (рис. 3). В соответствии с этим обобщенным связным графом, используя преобразование Розенберга – Карноппа и теоремы Ричардсона и Келли возможно получить адаптивную функцию описания энергопотребления технической системы дискретного действия „прокатный стан" с индивидуальным приводом валков в режиме непосредственного автоматизированного управления

$$E^i\left(e_{\,1}^{\,i}\right) = \begin{cases} E^i\left(e_{\,1}^{\,i^{inv}}\right)\dfrac{E^{1^{inv}}\left(e_{\,1}^{\,i^{inv}}\right) - E^{i^{inv}}\left(e_{\,i}^{\,inv}\right)}{E^{i^{inv}}\left(e_{\,i}^{\,inv}\right) - E^{1^{inv}}\left(e_{\,1}^{\,inv}\right)}; \\ E^i\left(e_{\,1}^{\,i^{const}}\right)\dfrac{E^{1^{const}}\left(e_{\,1}^{\,i^{const}}\right) - E^{i^{const}}\left(e_{\,1}^{\,const}\right)}{E^{i^{const}}\left(e_{\,1}^{\,i^{const}}\right) - E^{i^{const}}\left(e_{\,i}^{\,const}\right)}, \end{cases} \quad (3)$$

Таким образом, минимизация энергопотребление технической системы „прокатная клеть" с индивидуальным приводом валков в режиме непосредственного автоматического управления в полной мере определяется минимизацией значения набора преобразований $E^i\left(e_{\,1}^{\,i}\right)$.

Корректировка обобщенной функции управляющего воздействия $f\left({}^nW\right)$ АСУ ТП в режиме непосредственного автоматизированного управления в соответствии с (3) была выполнена для ШСГП 2000 ОАО НЛМК (РФ) при прокатке полосового проката из стали 08 пс размером 8,0 х 1680 *мм*. Сравнение параметров прокатки по схеме без корректировки и с корректировкой показало в, последнем случае, снижение энергосиловых параметров прокатки на 11,6%, что обеспечило снижение энергопотребления на 9,3%.

Вывод: корректировка обобщенной функции управляющего воздействия $f\left({}^nW\right)$ АСУ ТП прокатного стана в виде выражения (3) может позволить расширить управляющие возможности АСУ ТП прокатной клети по минимизации энергопотребления в режиме непосредственного автоматизированного управления.

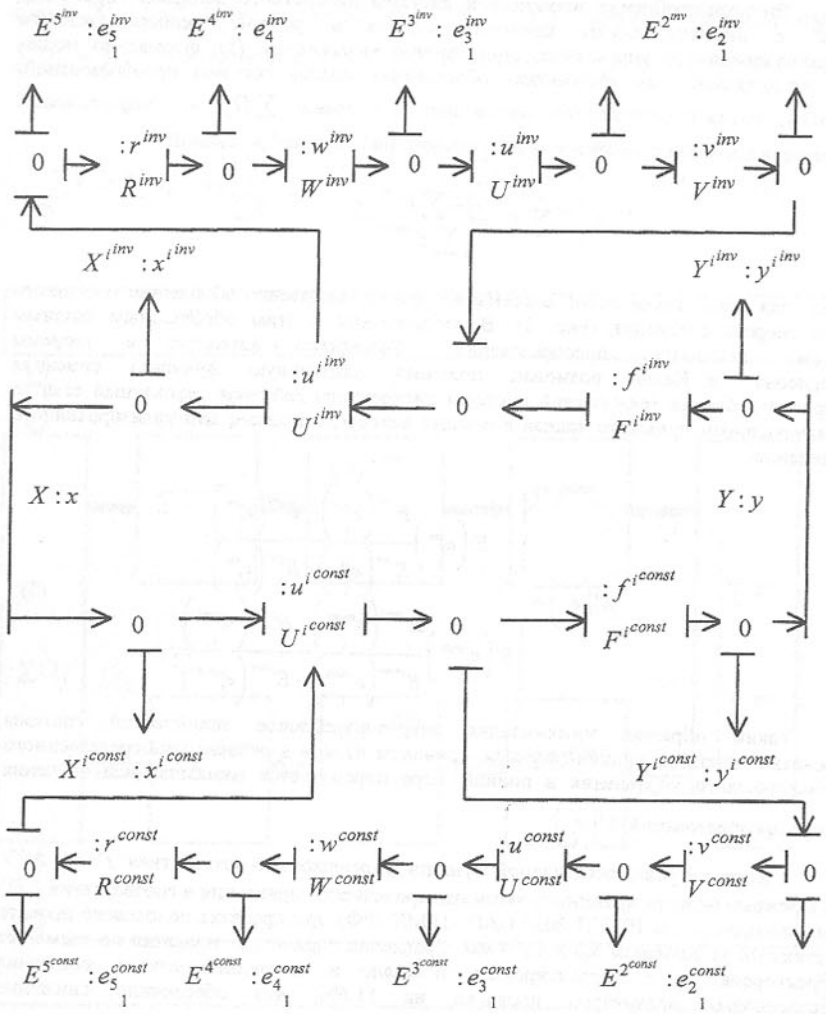


Рис. 3. Обобщенный связной граф энергопотребления технической системы дискретного действия „прокатная клеть" с индивидуальным приводом валков в режиме непосредственного автоматизированного управления.

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.** Гладчук Е.А. Анализ переходного процесса в клети 2000//Производство проката – 2003.- № 4. – С. 31- 34. **4.** Горелик В.С., Клименко И.В. Классификация и анализ процессов листовой прокатки с асимметричным очагом деформации// Металлы. – 1997. - № 3. – С. 38 – 48. **5.** Гладчук Е.А. Повышение устойчивости параметров технической системы дискретного действия на примере прокатного стана. В. сб. Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2005. Вып. 30. – С. 56 – 60.

Сдано в редакцию 27.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ КІЛЬЦЕВОЇ ПЕРЕМИЧКИ РАДІАЛЬНОГО ГІДРОСТАТИЧНОГО ПІДШИПНИКА

Гордєєв О.Ф., Захаров П.О., Полинкевич Р.М. (*ЛДТУ, ЛГУ, м. Луцьк, Україна*)

In paper the mathematical model of the ring crosspiece of the radial cylindrical hydrostatic bearing is offered which is used at modular organization of software of account.

1. **Вступ**. В даний час накопичений значний розрахунково-експериментальний матеріал [1, 2 та ін.] в області проектування шпиндельних гідростатичних підшипників (ГСП). Проте більшість розрахункових методик орієнтована на перевірочні розрахунки і потребує коректуванні. Для використовування наявних методик в автоматизованому проектуванні необхідно провести комплекс робіт по їх доповненню і коректуванню. Не дивлячись на велику різноманітність існуючих розрахункових методик збіг розрахункових і експериментальних даних по ряду характеристик: демпфірування в елементах шпиндельних вузлів (ШВ), температурні деформації та іншим не можна вважати задовільним. Рішення цієї проблеми неможливе без визначення співвідношення точності завдання початкових даних для розрахунку і ступеня деталізації функціональних взаємодій параметрів математичних моделей (ММ) проектування. Питання це по суті є відкритим. Дотепер не вирішено питання про комплексний облік впливу погрішностей виготовлення і збірки ШВ на його вихідні характеристики. За винятком невеликого числа робіт [3, 4 та ін.], дослідження в цій області носять скоріше якісний характер, або просто обмежуються констатацією фактів впливу. Перераховані міркування визначають і відсутність науково обґрунтованих вимог до виготовлення ШВ з ГСП.

Існуючі конструкції шпиндельних ГСП [5] при усій їх різноманітті мають одну загальну структуру, а саме: дільники потоку - кишені - зазори - злив. Структурування ММ ГСП дозволяє "збирання" програмних модулів у процесі розрахунків в залежності від: потрібної точності й достовірності, врахування технологічних та робочих збурень, кількісного набору вихідних параметрів.

Характеристики ГСП визначаються в основному параметрами потоку мастила в його зазорах. Зазори гідростатичних підшипників утворені обмеженою кількістю видів поверхонь. З них можна виділити: циліндрові, плоскі, сферичні і конічні. За

розташуванням перемичок, яки створюють зазори, вони розрізняються на: розташовані уздовж утворюючої і розташовані по напряму окружної швидкості відносного ковзання. Кишені ГСП обмежені одними або декількома видами перемичок. Процес створення ММ ГСП можна формалізувати, маючи ММ на перемичках. В цьому випадку можна використовувати моделі ГСП в вигляді набору окремих модулів, а точність розрахунків визначатиметься точністю моделей на перемичках. Характеристики циліндричних радіальних ГСП визначаються перетоками мастила в зазорах поздовжніх і кільцевих перемичок.

Ціллю даної роботі є отримання та аналіз ММ кільцевої перемички, що обмежує кишені радіального циліндричного ГСП в осьовому напрямку, як структурного елементу ММ радіального циліндричного ГСП.

2. Основний зміст і результати роботи. Потік мастила на кільцевих перемичках з урахуванням обертання визначається рівнянням Рейнольдса [6]:

$$\frac{3h_\varphi}{h}\frac{\partial p}{\partial \varphi}+\frac{\partial^2 p}{\partial \varphi^2}+R^2\frac{\partial^2 p}{\partial z^2}=\frac{6\mu R^2\omega h_\varphi}{h^3}, \tag{1}$$

де: $h=H(1-\varepsilon\cos\varphi)$ - величина зазору в функції φ при відносному ексцентриситеті в опорі ε = e/H; $h_\varphi=\frac{dh}{d\varphi}=H\varepsilon\sin\varphi$; H - номінальний радіальний зазор у підшипнику; R – радіус підшипника: r, φ, z – циліндричні координати (рис. 1).

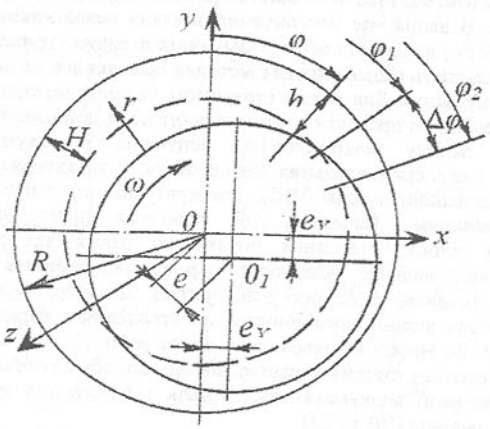


Рис. 1. Схема до розрахунку характеристик мастила на кільцевій циліндричній перемички

За перше наближення приймемо рішення (1) для нескінченно довгої замкнутої перемички з врахуванням крайових умов на її осьових границях. Такий підхід припускає наступні допущення: 1) епюра гідродинамічного тиску по дузі зазору в кожному перетині z подібна епюрі $p^*(\varphi)$ для нескінченно довгої перемички з

коефіцієнтом подібності ψ(z); 2) загальна епюра тиску складається з гідродинамічної складової рішення: $\partial^2 p/\partial z^2=0$ і гідродинамічної складової з коефіцієнтом подібності ψ(z).

Перше припущення рівносильне представленню гідродинамічної складової тиску: $p_\Gamma(\varphi,z)=p^*(\varphi)\cdot\phi(z)$. Тоді (1) можна записати у вигляді:

$$\frac{\partial^2 p}{\partial z^2}=\frac{6\mu\omega h_\varphi}{h^3}-\frac{\phi(z)}{R^2}\left[\frac{3h_\varphi}{h}\frac{\partial p^*}{\partial\varphi}+\frac{\partial^2 p^*}{\partial\varphi^2}\right]. \tag{2}$$

Рішення (2) для нескінченно-довгої перемички має вигляд [6]:

$$\begin{cases}\dfrac{\partial p^*}{\partial\varphi}=\dfrac{6\mu\omega R^2}{H^2}\cdot\dfrac{\varepsilon\sin\varphi}{(2+\varepsilon^2)(1-\varepsilon\cos\varphi)}\left(1+\dfrac{1}{1-\varepsilon\cos\varphi}\right);\\[2ex] \dfrac{\partial^2 p^*}{\partial\varphi^2}=\dfrac{12\mu\omega R^2}{H^2}\cdot\dfrac{\varepsilon\sin\varphi}{1-\varepsilon\cos\varphi}\left[1-\dfrac{3(1-\varepsilon^2)}{(2+\varepsilon^2)(1-\varepsilon\cos\varphi)}\right].\end{cases} \tag{3}$$

Підставляючи (3) в (2), отримаємо:

$$\frac{\partial^2 p}{\partial z^2}=\frac{6\mu\omega\varepsilon}{H^2}\cdot\frac{\sin\varphi}{(1-\varepsilon\cos\varphi)}\left[1+\phi(z)\right]. \tag{4}$$

Для зручності перейдемо до відносного параметру $\bar z=z/L_П$, де $L_П$ - довжина перемички в осьовому напрямку, і завадимо ψ(z), маючи на увазі ψ(0) = ψ(1) = 0. Цим умовам задовольняє багаточлен, складений по степенях $\bar z(1-\bar z)$:

$$\phi(\bar z)=a_1\bar z(1-\bar z)+a_2\bar z^2(1-\bar z)^2+\ldots+a_n\bar z^n(1-\bar z)^n, \tag{5}$$

який являє собою функцію коефіцієнта подібності, симетричну відносно $\bar z=0,5$. В силу цього можна обмежиться рішенням для $\bar z\subset[0\ldots0,5]$.

Для зручності подальших виводів позначимо:

$$A=\frac{6\mu\omega\varepsilon L_П^2}{H^2};\quad A^*=A\frac{\sin\varphi}{(1-\varepsilon\cos\varphi)^3}. \tag{6}$$

Тоді (4) запишеться:

$$\frac{\partial^2 p}{\partial z^2}=A^*\left[1-\phi(z)\right]. \tag{7}$$

Інтегруючи останнє рівняння з граничними умовами: при $\bar{z}=0\ p=p_1$ і при $\bar{z}=1\ p=p_2$, отримаємо:

$$p = A^*\left[0,5\bar{z}\left(\bar{z}-1\right)+J\left(\bar{z}\right)-\bar{z}J\left(1\right)\right]+p_1\left(1-\bar{z}\right)+p_2\bar{z}, \tag{8}$$

де $J\left(\bar{z}\right)=\int_0^{\bar{z}}\int_0^{\bar{z}}\phi\left(\bar{z}\right)d\bar{z}^2;\quad J\left(1\right)=\int_0^{1}\int_0^{1}\phi\left(\bar{z}\right)d\bar{z}^2.$

Визначимо із (3) з врахуванням (6) і (8):

$$\begin{cases}\dfrac{\partial p}{\partial\varphi}=\dfrac{\cos\varphi-\varepsilon-2\varepsilon\sin^2\varphi}{\left(1-\varepsilon\cos\varphi\right)^4}\cdot A\left[0,5\bar{z}\left(\bar{z}-1\right)+J\left(\bar{z}\right)-\bar{z}J\left(1\right)\right];\\ \dfrac{\partial^2 p}{\partial\varphi^2}=\dfrac{\sin\varphi\left(8\varepsilon^2-1-7\varepsilon\cos\varphi+4\varepsilon^2\sin^2\varphi\right)}{\left(1-\varepsilon\cos\varphi\right)^5}A\left[0,5\bar{z}\left(\bar{z}-1\right)+J\left(\bar{z}\right)-\bar{z}J\left(1\right)\right].\end{cases} \tag{9}$$

З врахуванням (9) і правої частини (7) отримаємо із (2):

$$\bar{L}_П^2F\cdot\left[0,5\bar{z}\left(\bar{z}-1\right)+J\left(\bar{z}\right)-\bar{z}J\left(1\right)\right]+\phi\left(\bar{z}\right)=0, \tag{10}$$

де $F=\dfrac{\varepsilon^2\left(5-2\sin^2\varphi\right)-4\varepsilon\cos\varphi-1}{\left(1-\varepsilon\cos\varphi\right)^2}.$

де $\bar{L}_П=\bar{L}_П/R$;

де $a_i,\ i=\overline{1,N}$ - коефіцієнти ряду (5), які підлягають визначенню.

Рівняння (10) дозволяє визначити коефіцієнти a_i при завданні n = N перерізів по довжині перемички. Розрахунковий аналіз показав, що вже при N=1 не залежно від $\bar{z}\subset[0...0,5]$ рівняння (10) дає практично однакові рішення: $a_1=0,5\cdot F\bar{L}_П^2$. Отже, достатньо точно функцію $\phi\left(\bar{z}\right)$ можна апроксимувати наступним чином:

$$\phi\left(\bar{z}\right)=0,5\cdot\bar{z}\left(1-\bar{z}\right)F\bar{L}_П^2. \tag{11}$$

Для будь якого ексцентриситету ε з кутом $\lambda=\operatorname{arc}tg\dfrac{\varepsilon_Y}{\varepsilon_X}$ (див. рис. 1) формула (10) запишеться у вигляді:

$$F=\frac{\varepsilon^2\left[5-2\sin^2\left(\phi-\lambda\right)\right]-4\varepsilon\cos\left(\phi-\lambda\right)-1}{1-\varepsilon\cos\left(\phi-\lambda\right)}.$$

В проекціях ексцентриситету на координатні осі x і y маємо:

$$\begin{cases}\varepsilon=\sqrt{\varepsilon_X^2+\varepsilon_Y^2};\\ \varepsilon\cos\left(\varphi-\lambda\right)=\varepsilon_X\sin\varphi+\varepsilon_Y\cos\varphi;\\ \varepsilon\sin\left(\varphi-\lambda\right)=\varepsilon_X\sin\varphi-\varepsilon_Y\cos\varphi;\\ F=\dfrac{5\left(\varepsilon_X^2+\varepsilon_Y^2\right)-2\left(\varepsilon_Y\sin\varphi-\varepsilon_X\cos\varphi\right)^2-4\left(\varepsilon_X\sin\varphi+\varepsilon_Y\cos\varphi\right)-1}{\left(1-\varepsilon_X\sin\varphi-\varepsilon_Y\cos\varphi\right)^2}.\end{cases} \tag{12}$$

Підставляючи (11) в (8) і враховуючи (12), отримаємо вираз для розподілу тиску:

$$p=\frac{-3\mu\omega R^2\bar{L}_П^2}{H^2}\cdot\frac{\bar{z}\left(\varepsilon_Y\sin\varphi-\varepsilon_X\cos\varphi\right)}{\left(1-\varepsilon_X\sin\varphi-\varepsilon_Y\cos\varphi\right)^2}\left[\bar{z}-1+\frac{F\bar{L}_П^2}{12}\left(2\bar{z}-\bar{z}^3-1\right)\right]+$$
$$+p_1\left(1-\bar{z}\right)+p_2\bar{z}. \tag{13}$$

Інтегруючи (13) по площині зазору, отримаємо втрату мастила і величини реакції мастила в проекціях на координатні осі на дузі перемички φ_1 - φ_2 (рис. 1):

$$Q_z=\frac{H^3\left(p_1-p_2\right)}{12\mu R^2\bar{L}_П}\cdot\left\{\begin{matrix}\left(\varphi_3-\varphi_1\right)\left[1-1,5\left(\varepsilon_X^2+\varepsilon_Y^2\right)\right]-3\varepsilon_Y\left(\sin\varphi_2-\sin\varphi_1\right)+\\ +3\varepsilon_X\left(\cos\varphi_2-\cos\varphi_1\right)+\dfrac{3}{4}\left(\varepsilon_Y^2-\varepsilon_X^2\right)\left(\sin2\varphi_2-\sin2\varphi_1\right)+\\ +3\varepsilon_X\varepsilon_Y\left(\sin^2\varphi_2-\sin^2\varphi_1\right)\end{matrix}\right\}+$$
$$+H\omega R^2\bar{L}_П\left(1+\frac{F\bar{L}_П^2}{12}\right)\left[\varepsilon_X\left(\sin\varphi_2-\sin\varphi_1\right)+\varepsilon_Y\left(\cos\varphi_2-\cos\varphi_1\right)\right]; \tag{14}$$

$$\begin{cases}P_X=\dfrac{\mu\omega R^4\bar{L}_П^3}{4H^3}\cdot\left(1+\dfrac{F\bar{L}_П^2}{10}\right)\left[\begin{matrix}\varepsilon_Y\left(\varphi_2-\varphi_1\right)-0,5\varepsilon_Y\left(\sin2\varphi_2-\sin2\varphi_1\right)-\\ -\varepsilon_X\left(\sin^2\varphi_2-\sin^2\varphi_1\right)\end{matrix}\right]+\\ +\dfrac{R^2\bar{L}_П\left(p_2+p_1\right)}{2}\left(\cos\varphi_1-\cos\varphi_2\right);\\ P_Y=\dfrac{\mu\omega R^4\bar{L}_П^3}{4H^3}\cdot\left(1+\dfrac{F\bar{L}_П^2}{10}\right)\left[\begin{matrix}\sin\varphi_2\left(\varepsilon_Y\sin\varphi_2-\varepsilon_X\cos\varphi_2\right)+\\ +\sin\varphi_1\left(\varepsilon_X\cos\varphi_1-\varepsilon_Y\sin\varphi_1\right)-\varepsilon_X\left(\varphi_2-\varphi_1\right)\end{matrix}\right]+\\ +\dfrac{R^2\bar{L}_П\left(p_2+p_1\right)}{2}\left(\sin\varphi_2-\sin\varphi_1\right).\end{cases} \tag{15}$$

Проведемо корекцію ММ кільцевої перемички по перекосу, який завдається. Попередньо оцінімо можливу похибку неврахування цього фактору. Теоретичній максимальний відносний перекіс в опорі: h_Z = 2H/L, де L – довжина підшипника. Тому

що при $\varepsilon > 0{,}7$ опора рахується непрацездатною [3], то максимальний перекіс необхідно приймати меншим $h_Z \le 2H\varepsilon_\delta/L$, де ε_δ - максимальний відносний ексцентриситет по міркуванням безпеки металевого контакту при роботі. Визначимо приблизне значення h_Z для реальних опор. Приймемо: $\varepsilon_\delta = 0{,}7$; $2H \approx 2\cdot10^{-3}R$; $L \approx 1{,}6$ R. Тоді $h_Z = 2\cdot10^{-3}\cdot0{,}7/1{,}6 = 0{,}875\cdot10^{-3}$. На відносно великій ширині кільцевої перемичці, рівної 0,2R, зазор змінюється на величину $\Delta H = h_Z \cdot 0{,}2\ R = 17{,}5\cdot10^{-5}R$. При R = 50 мм, ΔH= 8,75мкм, тобто приблизне 10% від усього зазору. При цьому величина ухилу на перемичці:

$$k = \frac{H\varepsilon_\delta}{H\varepsilon_\delta - \Delta H} = 1{,}14.$$

Величина ухилу при плоскій течії в подібній щілині при витіканні під надлишковим тиском дає поправку до реакції (15):

$$\Delta P = \left|1 - \frac{(3/k + 4\ln k - 2 - k)}{(3-k)(k-1)^2}\right| 100\% \approx 13{,}9\%.$$

Поправка до витрати (14):

$$\Delta Q = \left|\frac{2k^2}{3-k} - 1\right| 100\% \approx 39\%.$$

З проведеного аналізу бачимо, що ігнорування перекосу в підшипнику може привести до значної похибки, особливо по витраті. Вирази для поправок можна використовувати в якості рішення без врахування перекосів. Параметр k можна визначити, якщо відомі величини ексцентриситетів в поперечних перерізах опори, які відповідають початку і кінцю перемички:

$$k_{12} = \frac{1 - \varepsilon_{X2}\sin\varphi - \varepsilon_{Y2}\cos\varphi}{1 - \varepsilon_{X1}\sin\varphi - \varepsilon_{Y1}\cos\varphi}.$$

Тоді коректуючий коефіцієнт для реакції:

$$k_{P12} = \frac{(3/k_{12} + 4\ln k_{12} - 2 - k_{12})}{(3-k_{12})(k_{12}-1)^2}, \tag{16}$$

для витрати:

$$k_{Q12} = 3k_{12}^2/(3-k_{12}). \tag{17}$$

Корекція виконується шляхом помноження формул (14) і (15) на відповідні коефіцієнти (16), (17).

Відхилення від округлості поверхонь типу огранки, еліпсності може диференційно відображатися на величинах зазорів на повздовжніх перемичках і тим самим перерозподіляти реакції з боку кишень. Очевидно, що рішенням цієї задачі є визначення зазорів на перемичках в будь який фіксований момент часу при обертанні шпинделя. Хвилястість поверхні можна завдати сумою гармонік:

$$\Delta h_B = \sum_{i=1}^{N}\left[\Delta_{Bi}\sin\left(k_i\cdot 2\pi\lambda + \alpha_i\right)\right],$$

де λ=0...1 - параметр; k_i - порядок гармоніки; α_i – фаза; Δ_{Bi} – амплітуда хвилі.

Відхилення від округлості врахуємо шляхом осереднення величини зазору на дузі $\Delta\varphi$. При цьому поправка до величини зазору $\Delta\bar{h}_0$ пропорційна площині зміни зазору по відношенню до його довжини:

$$\begin{cases} \Delta\bar{h}_0 = \dfrac{\Delta S_S}{HR(\varphi_2 - \varphi_1)}; \quad \varphi = 2\pi\lambda; \\ \Delta S_S = \int\limits_{\varphi_1}^{\varphi_2}\Delta_{\Pi}\sin\left(k_{\Pi}\cdot 2\pi\lambda_{\Pi} + \alpha_{\Pi}\right)Rd\varphi - \int\limits_{\varphi_1}^{\varphi_2}\Delta_S\sin\left(k_S\cdot 2\pi\lambda_S + \alpha_S - \omega t\right)Rd\varphi; \\ \Delta\bar{h}_0 = \dfrac{\Delta_{\Pi}}{(\varphi_2-\varphi_1)k_{\Pi}}\left\{\cos\left[k_{\Pi}(\varphi_1 - \alpha_{\Pi})\right] - \cos\left[k_{\Pi}(\varphi_2 - \alpha_{\Pi})\right]\right\} - \\ -\dfrac{\Delta_S}{(\varphi_2-\varphi_1)k_S}\left\{\cos\left[k_S(\varphi_1 - \alpha_S - \omega t)\right] - \cos\left[k_S(\varphi_2 - \alpha_S - \omega t)\right]\right\} \end{cases} \tag{18}$$

Ведемо параметр MF – число ланок розбивки кільцевої перемички при інтегруванні. При MF = 3...4 практично усі характеристики стабілізуються. Вже при MF=2 похибка обчислення стає зневажливо малою. Розрахунки показують, що погрішність форми в поперечному перерізі може приводити до значної пульсації силових реакцій на перемичці (в даному випадки до 5%) з частотою, рівною частоті обертання, яка множиться на порядок хвилі k.

На рис. 2 надані результати розрахунку по програмі OSPE. Графіки являють собою залежності силових характеристик P_X, P_Y, M_X, M_Y при зміні одного з параметрів в межах, які визначаються рівнями " – ", " + "; фіксувався нульовий рівень усіх інших параметрів. Розрахунки проведені при MF = 10, що забезпечує повну стабілізацію значень всіх характеристик. Аналіз графіків (рис. 2) показує:

1) при різних тисках на зливі (p_2 і p_3) по торцях підшипника і неоднаковості в ширині кільцевих перемичок (l_1 і l_2) можливі значні затискуючи моменти в опорах шпинделя, що підтверджується дослідженнями [2];

2) величини реакцій P_X і P_Y лінійно залежать від: тисків p_1, p_2 і p_3; розмірів перемичок l_1, l_2 і визначаються їх кутовим положенням; вплив останніх факторів при малих перекосах $\left(\Delta\bar{H}K \le 0{,}4...0{,}5\right)$ зневажливо малий (< 1%);

3) при великих перекосах можливі пульсації реакцій, в порівнянні з їх абсолютною величиною, за рахунок відхилення від округлості поверхонь (рис. 3.11. і 3.12);

4) величини відновлюючих моментів M_X і M_Y лінійно залежать від параметрів: p_2, p_3, l_1, l_2, L, n, μ (рис. 2, графіки 1, 2, 3 і 4); слабка ступінна залежності від ε_X і ε_Y (рис. 2, графіки 10, 11, 14, 15) і сильна ступінна залежність від $\Delta\varepsilon_X$ і $\Delta\varepsilon_Y$, а також конусності $\Delta\bar{H}_{KS}$, $\Delta\bar{H}_{K\Pi}$ (рис. 2, графіки 10, 11, 14, 15); від'ємна ступінна залежність від H (рис. 2, графік 5);

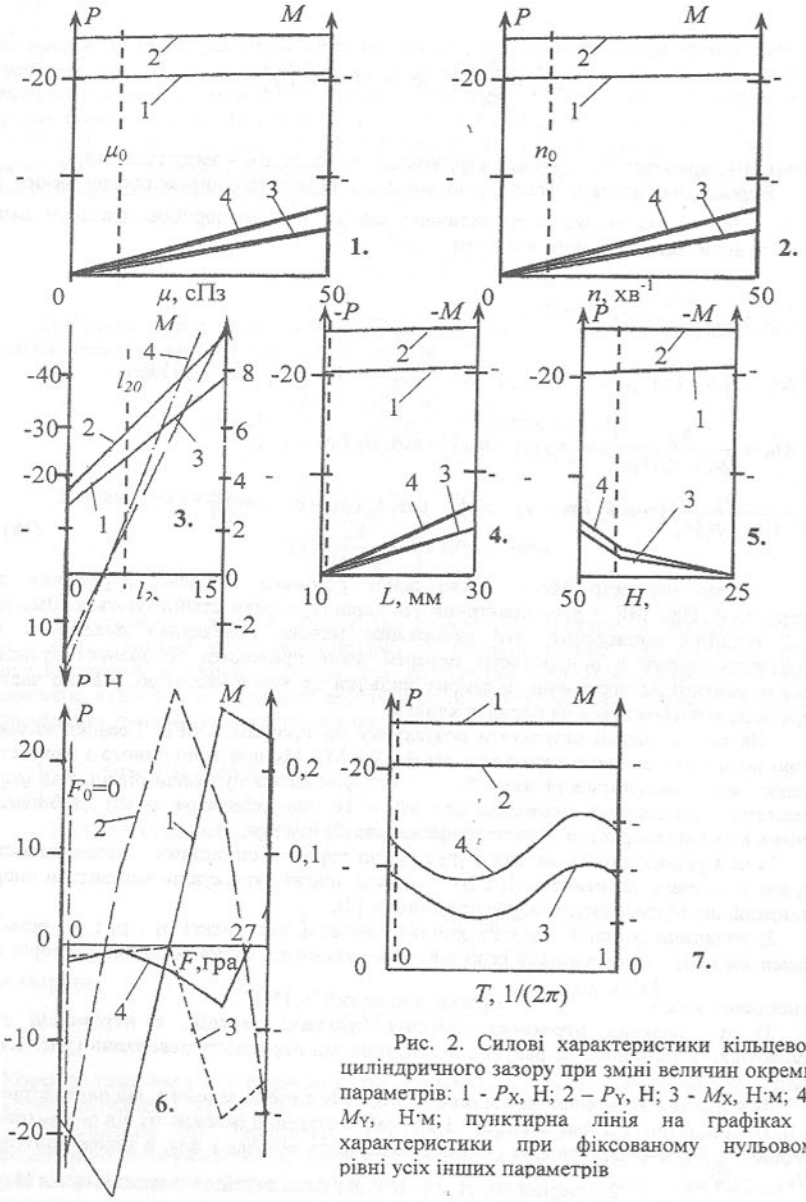


Рис. 2. Силові характеристики кільцевого циліндричного зазору при зміні величин окремих параметрів: 1 - P_X, Н; 2 – P_Y, Н; 3 - M_X, Н·м; 4 – M_Y, Н·м; пунктирна лінія на графіках – характеристики при фіксованому нульовому рівні усіх інших параметрів

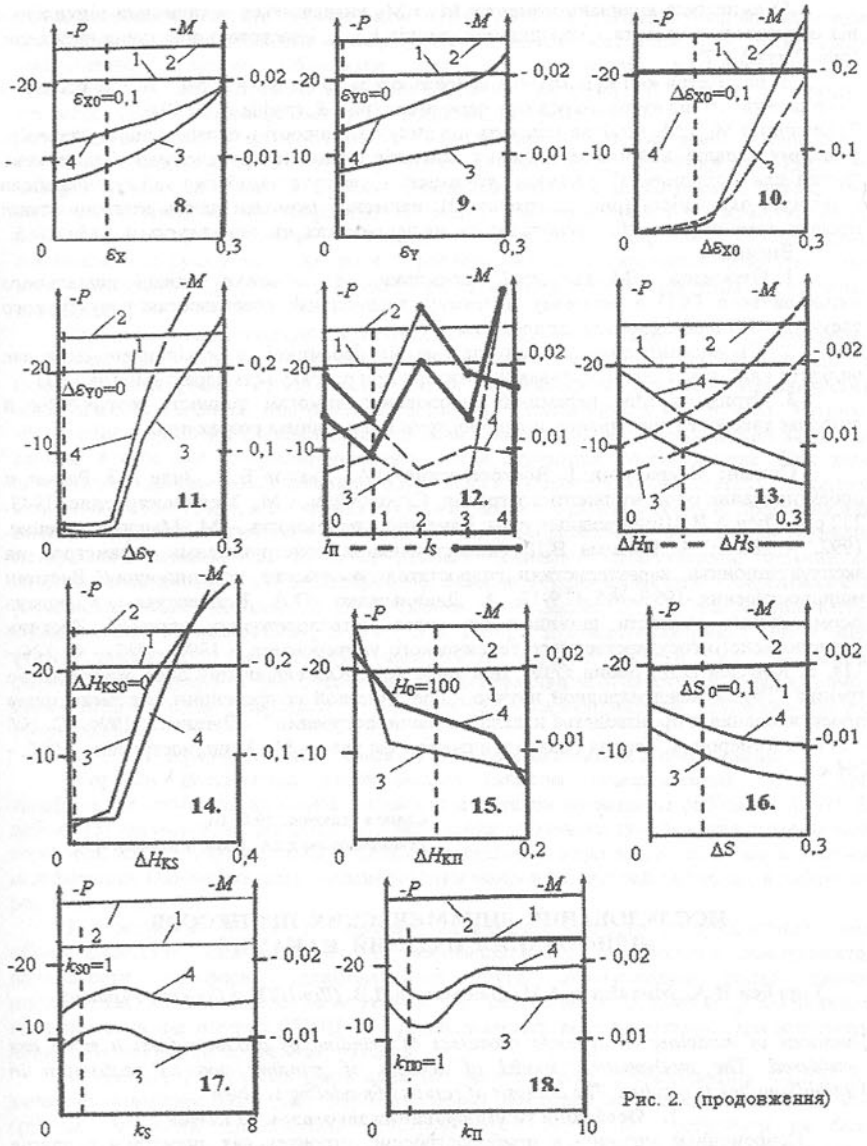


Рис. 2. (продовження)

5) амплітуда коливань моментів M_X і M_Y визначається величинами відхилення від округлості, а частота – порядками гармонік $k_П$, k_S і частотою обертання шпинделя (рис. 2, графік 7);

6) параметри $k_П$ і k_S помітно відображаються на величинах M_X і M_Y до значень 4 – 6 в залежності від кутового розміру перемички (рис. 2, графіки 17 і 18);

7) величини M_X і M_Y помітне залежать від виду погрішності в повздовжньому перерізі, у даному випадку найбільше значення моментів отримане при сполученні поверхонь "шпиндель – підшипник": увігнута окружність - увігнута парабола і увігнута парабола - увігнута окружність (рис. 2, графік 12); найменші моменти дають взаємно опуклі профілі, тому що вони збільшують зазори на перемичках, що погоджується графіком 5.

Висновок.

1. Отримана ММ кільцевої перемички, що обмежує кишені радіального циліндричного ГСП в осьовому напрямку, задовольняє властивостям структурного елементу ММ радіального циліндричного ГСП.

2. Проведений аналіз впливу параметрів перемичці та їх відхилень дозволяє виділяти найбільш суттєво впливаючи фактори при розрахунках характеристик ГСП.

3. Отримана ММ перемичці задовольняє вимогам точності розрахунків й дозволяє також керувати рівнем потрібної точності в процесі розрахунків.

Список літератури: **1.** Воскресенский В.А., Дьяков В.И., Зиле А.З. Расчет и проектирование опор жидкостного трения: Справочник. - М.: Машиностроение, 1983. 232 с. **2.** Пуш А.В. Шпиндельные узлы: Качество и надежность. – М.: Машиностроение, 1992. – 288 с. **3.** Ковалев В.Д. Анализ влияния конструктивных параметров на эксплуатационные характеристики гидростатодинамических подшипников// Вестник машиностроения.-1999.-№5.-С.9-13. **4.** Данильченко Ю.А. Концептуальная модель формирования точности шпиндельных узлов металлорежущих станков// Вестник Тернопольского государственного технического университета. - 1999. - №1. - С. 124 - 128. **5.** Ковалев В.Д., Бабин О.Ф., Донченко А.И. Классификация опор жидкостного трения// Труды международной научно - практической конференции "Автоматизация проектирования и производства изделий в машиностроении". - Луганск. - 1996.- С. 106 – 111. **6.** Камерон А. Теория смазки в инженерном деле. - М.: Машиностроение, 1962. - 296 с.

Сдано в редакцию 19.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ШЛИФОВАНИЯ ИЗДЕЛИЙ ИЗ КАМНЯ

Горобец И.А., Михайлов А.Н., Денисенко Д.В. *(ДонНТУ, г.Донецк, Украина)*

Questions of modeling of dynamic processes of grinding of products from a stone are considered. The mathematical model of process of grinding and its realization in Matlab/Simulink is resulted. The analysis of results of modeling is given.

1. Особенности шлифования заготовок из камня

Современные машино- и приборостроение, строительная индустрия и другие отрасли промышленности в настоящее время являются потребителями изделий из природного и синтетического камня. Камень используется как уникальный материал

для изготовления станин точного технологического оборудования, оснований и плит приборов и измерительной аппаратуры, основной материал для инженерных сооружений, средство облицовки фасадов сооружений, в монументальном строительстве, как художественно-прикладной материал. К таким материалам относятся гранит, керамический гранит, базальт, габбро и другие.

Шлифование – один из самых трудоёмких и дорогостоящих процессов в обработке природного камня [1,2]. Цикл механических операций по удалению поверхностного слоя камня с целью придания изделию необходимых показателей качества, состоит из многократных операций (предварительного, промежуточного, окончательного шлифования, лощения) и проходов шлифования специальным алмазным инструментом различных характеристик, и полирования поверхностного слоя заготовки. При этом нормативной документацией оговорены предельные показатели [3].

Процессы механической обработки заготовки выполняются на шлифовально-полировальных станках. Вместе с тем, при проведении шлифовальных и полировальных работ, существуют различия в режимном характере механической обработки по скорости инструмента, подаче и давлению на инструмент. Процесс абразивной обработки изделий из камня шлифованием имеет динамический характер, сочетая в себе как детерминированную, так и случайную составляющие. При этом детерминированная составляющая обусловлена характером кинематики процесса шлифования заготовки, а случайная - предопределяется рядом факторов, присущих как инструменту, технологическому оборудованию, так и механизму разрушения хрупкого материала. Составляющие процесса резания оказывают существенное влияние на качество поверхностного слоя изделия [4], вызывая микронеровности – шероховатость (отношение шага неровности S к высоте – H менее 50) и макронеровности, определяемые волнистостью ($S/H \in [\ 50...1000]$) и макрогеометрию ($S/H > 1000$) формы поверхности (выпуклостью, вогнутостью средней части и т.д.). На процесс формирования микро- и макронеровностей при абразивной обработке изделий из камня существенную роль оказывают и динамические характеристики технологического оборудования.

2. Краткий аналитический обзор исследований и публикаций

Вопросам достижения необходимого качества поверхностного слоя при шлифовании заготовок из камня, керамики и ситалов посвящены работы [1-3,5-7]. В работе [5] рассмотрены вопросы моделирования торцового шлифования технической керамики, как упругой системы, с целью определения деформации системы и ошибки шлифования. Однако вопросы моделирования макронеровностей заготовки в работе не рассматривались.

В монографии [8] автор указывает на влияние качества поверхностного слоя обрабатываемого материала от неуравновешенности абразивного инструмента, волнистости периферии шлифовального круга, образующаяся после правки инструмента, влияние износа на шероховатость поверхности. Однако вопросы влияния динамических параметров СПИД на макронеровности поверхностного слоя заготовки автором монографии не рассматривались.

В работе [9] рассмотрено влияние динамических характеристик СПИД на качество поверхностного слоя обрабатываемой заготовки на станках шлифовальной группы. Авторами предложены конструктивные варианты устройств на базе динамических гасителей колебаний и упруго-демпфирующих элементов, позволяющих снизить негативное влияние автоколебательной системы на макронеровности поверхностного слоя заготовки. В работе предложены и методы автоматизации

процессов шлифования заготовок посредством реализации адаптивных систем управления. Вместе с тем, отсутствие возможности моделирования средствами ЭВМ процессов шлифования с учетом динамических характеристик системы, не позволило авторам выполнить анализ происходящих вынужденных колебаний при шлифовании и их связи со степенью устойчивости динамической системы станка.

Ряд авторов в работах [5,8] отмечая специфическую особенность обработки заготовок на шлифовальных станках, указывают на применение инструмента, подвергающегося правке на том же станке, на котором он, в свою очередь, производит обработку. При этом круг после правки имеет волнистую поверхность. Немалое влияние на волнистость круга после правки может оказывать степень устойчивости соответствующей системы.

В работе [9] рассмотрена динамическая система шлифовального станка с учетом анализа точности и устойчивости обработки детали. В ней автор представил динамическую систему в виде схемы, где учел и дополнительную обратную связь с запаздыванием, равным времени одного оборота детали, и обратную связь с запаздыванием, связанную с износом круга. Тем не менее, автор не рассматривает вопросы, связанные с влиянием динамических параметров обработки на качество поверхностного слоя изделия.

3. Цели исследований

Целью исследований является моделирование процессов обработки камня шлифованием с учетом динамических характеристик технологического оборудования для определения степени влияния динамики обработки на качество поверхностного слоя изделия.

4. Разработка схемы динамической системы технологического оборудования

Динамическую систему технологического оборудования рассмотрим в виде отдельных основных узлов в их взаимодействии [9]. Основными элементами динамической системы станка будем считать упругую систему (УС), рабочие процессы трения, резания, а так же процессы, происходящие в двигателях. УС включает станок, приспособление, инструмент, заготовку, рис,1. Внешние воздействия на УС обозначены $y(t)$, $f(t)$; P –усилия шлифования; F –силы трения; M –момент электродвижущих сил.

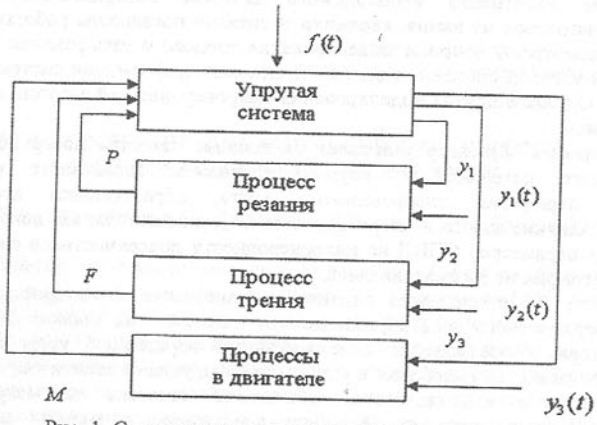


Рис. 1. Схема замкнутой динамической системы станка .

5. Моделирование замкнутой динамической системы

Разработанную схему динамической системы станка для шлифования изделий из камня реализуем математическим моделированием технологических процессов шлифования на основании анализа уравнений движения их упругих систем. Для этого воспользуемся имитационным моделированием в среде Matlab/Simulink [11].

Для построения расчетной схемы станок представим в виде отдельных элементов, для которых составим уравнения движения. При разработке расчётной схемы авторами экспериментально определены элементы УС станка, оказывающие наибольшее влияние на качество обработанной поверхности (волнистость) заготовки при обработке плоскостей. Поскольку в [9] экспериментально установлено, что наибольшее влияние на формирование макрогеометрии оказывает уровень относительных колебаний инструмента и заготовки в вертикальном направлении, при моделировании динамических процессов колебания элементов упругой системы в направлении горизонтальных осей авторами не рассматривались. В упругой системе станка при моделировании рабочих процессов, были выделены следующие основные элементы: шпиндельная головка, станина, основание, стол, салазки и консоль (рис. 2). В качестве допущений было принято: основание станка является абсолютно жёстким ввиду малых его деформаций при рабочем ходе станка; абсолютно жёсткими являются стол, салазки и консоль; податливость в вертикальном направлении стыков шпиндель – гильза, гильза – шпиндельная головка, головка – стойка принимается равной нулю.

Таким образом, заменив элементы УС станка на сосредоточенные массы, а стыки между ними – податливыми и демпфирующими элементами, станок можно представить в виде плоской многомассовой системы, рис.3.

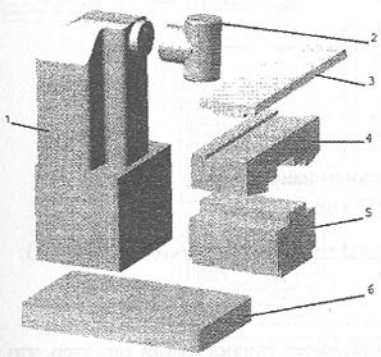


Рис. 2. Основные элементы расчётной схемы упругой системы плоскошлифовального станка:
1–станина, 2–шпиндельная головка, 3–стол, 4–салазки, 5–консоль, 6–основание

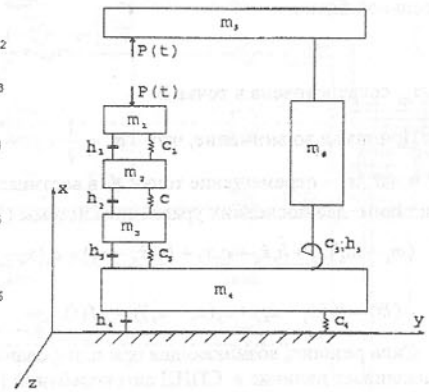


Рис.3. Расчётная схема плоскошлифовального станка в виде многомассовой системы: m_1, m_2, m_3, m_4 - масса стола, салазок, консоли и снования соответственно; m_5 - масса шпиндельной головки и верхней части станины; m_6 - масса нижней, изгибающейся части станины; c_i - жесткость соответствующих стыков в направлении вертикальной оси X; c_5 - изгибная жёсткость стойки, приведённая к точке O; h_i - коэффициенты рассеяния энергии в соответствующих стыках; $P(t)$ - нормальные усилия в зоне резания, равные по величине, но противоположно направленные.

Для полученной расчётной схемы составим дифференциальные уравнения движения в форме Лагранжа.

Выразим потенциальную Π, кинетическую K энергии и диссипативную Φ функции системы в виде:

$$\Pi = \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{n}\left(c_i x_i^{\,2} + c_{0i}\varphi_i^{\,2}\right);\ K = \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{n}\left(m_i \ddot{x}_i^{\,2} + I_i \ddot{\varphi}_i^{\,2}\right),\ \Phi = \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{n}\left(h_i \dot{x}_i^{\,2} + h_{0i}\dot{\varphi}_i^{\,2}\right).$$

Подставляя эти выражения в уравнения Лагранжа и дифференцируя их, получаем систему уравнений (1), описывающих движение принятой упругой системы станка:

$$\begin{cases} m_1\ddot{x}_1 + h_1(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) + c_1(x_1 - x_2) = -P(t); \\ m_2\ddot{x}_2 + h_1(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) + c_1(x_2 - x_1) + h_2(\dot{x}_2 - \dot{x}_3) + c_2(x_2 - x_3) = 0; \\ m_3\ddot{x}_3 + h_2(\dot{x}_3 - \dot{x}_2) + c_2(x_3 - x_2) + h_3(\dot{x}_3 - \dot{x}_4) + c_3(x_3 - x_4) = 0; \\ (m_4 + m_6)\ddot{x}_4 + h_4\dot{x}_4 + c_4x_4 + h_3(\dot{x}_4 - \dot{x}_3) + c_3(x_4 - x_3) + h_5(\dot{\varphi}_4 - \dot{\varphi}) + c_5(\varphi_4 - \varphi) = P(t); \\ I\ddot{\varphi} + h_5(\dot{\varphi} - \dot{\varphi}_4) + c_5(\varphi - \varphi_4) = M(t), \end{cases} \qquad (1)$$

где $M(t) = P(t)l$ - изгибающий момент от силы $P(t)$, приложенный в точке В; φ - поворот верхней части станины под действием момента $M(t)$; φ_4 - поворот верхней части станины от перемещения массы m_4; I - приведённый момент инерции относительно точки O, учитывающий массу m_5 и приведённую массу нижней, изгибающейся части станины. Приведение массы m_6 осуществляется, как для консольной балки:

$$m_{np} = \frac{1}{3}m_6,$$

где m_{np} сосредоточена в точке В.

Принимая во внимание, что $\dot{\phi} = \frac{1}{l}x_5$,

где $l = AB$, x_5 - перемещение точки A в вертикальном направлении, представим два последних уравнения системы (1) в виде:

$$(m_4 + m_6)\ddot{x}_4 + h_4\dot{x}_4 + c_4x_4 + h_3(\dot{x}_4 - \dot{x}_3) + c_3(x_4 - x_3) + \frac{1}{l}h_5(\dot{x}_4 - \dot{x}_5) + \frac{1}{l}c_5(x_4 - x_5) = P(t);$$

$$\frac{1}{l}(I\ddot{x}_5 + h_5(\dot{x}_5 - \dot{x}_4) + c_5(x_5 - x_4)) = M(t).$$

Сила резания, возникающая при шлифовании, имеет динамический характер, что обуславливает наличие в СПИД автоколебаний [5,9].

Принимая изменение силы резания пропорциональным изменению величины припуска, можно выражение этой силы представить в виде разложения в ряд Фурье :

$$P(t) = C_p\left[p_0 + \sum_{n=1}^{\infty} p_n \cos nt + b\sin nt\right],$$

где C_p – силовой коэффициент, учитывающий различные факторы процесса резания; p_0 – постоянная составляющая силы резания, p_n- амплитуда колебаний гармоник; t - продожительность.

Предполагая, что возникновение вынужденных колебаний в зоне резания обусловлено теми явлениями, которые оказывают наибольшее влияние на изменение величины припуска, и ограничиваясь первым членом ряда, указанное выше выражение можно представить в виде:

$$P(t) = C_p\left[p_0 + \Delta P(t)\cos(\lambda t + \varphi)\right],$$

где $\Delta P(t)$ – амплитуда силы резания; λ – частота изменения этой силы; φ – сдвиг фазы.

На амплитуду силы резания будет оказывать влияние, как изменение припуска, так и изменение поверхностной твердости заготовки в процессе резания, изменения структуры и глубины дефектного слоя (трещиноватости, напряженного состояния поверхности и пр.). Изменения твердости поверхности, глубины и характера дефектного слоя носят случайный характер. Плотность распределения вероятностей твердости близка к нормальному закону [9]. Однако незначительный разброс значений твердости позволяет в первом приближении этот фактор не учитывать при решении рассматриваемой задачи. Таким образом, и сила резания также будет случайной функцией, а стандартный вид дифференциального уравнения в этом случае будет описывать динамическую систему со случайным возмущением.

Колебания силы резания можно использовать как источник автоколебаний шлифовального круга [10].

На основании полученных уравнений движения разработана модель системы шлифования заготовок из камня в программной среде Matlab\Simulink, рис. 4.

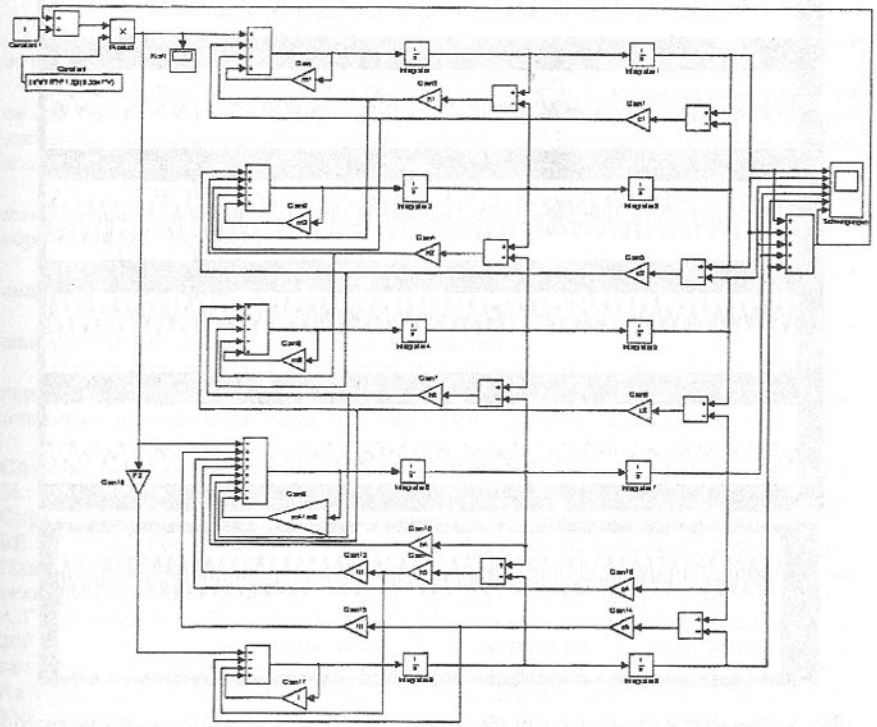


Рис. 4. Схема модели процесса шлифования в программной среде Matlab\Simulink

Важной особенностью разработанной модели является замкнутость эквивалентной упругой системы станка и процесса резания, с наличием обратной связи, рис.1, что позволит получить адекватные решения моделирования процессов шлифования реальным процессам. Так в результате моделирования процесса шлифования получены реализации колебаний как каждого (в отдельности)суммарные колебания стола с заготовкой относительно инструмента и изменение нормальных усилий резания в процессе обработки, рис. 5.

В качестве примера соответствия результатов моделирования процесса шлифования, на рис.6 приведен фрагмент реализации вертикальной составляющей усилий шлифования при обработке гранита кругом АГШГ Д160 мм АС50 400/315 М6-14.50%, с частотой вращения шпинделя станка 1600 об/мин, подачей 400 мм/мин.

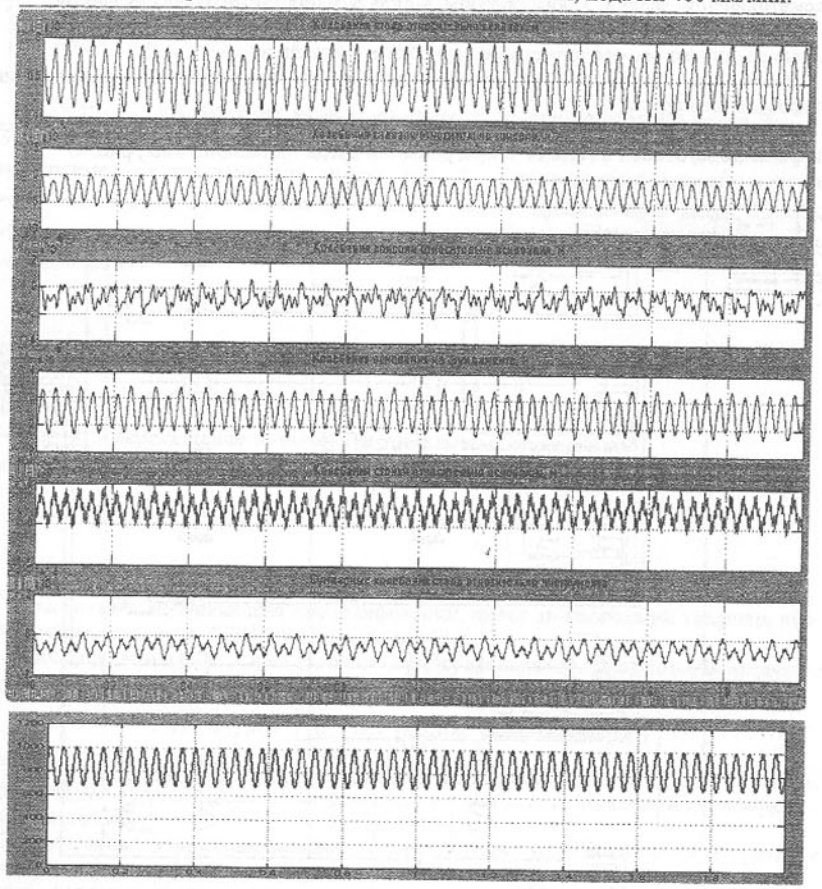


Рис. 5. Фрагменты реализаций колебаний и вертикальногоусилия процесса алмазного шлифования заготовки из камня в среде Matlab

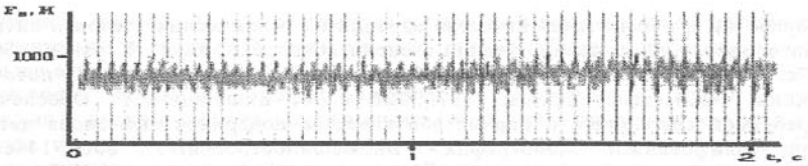


Рис.6. Фрагмент реализации вертикального усилия шлифования гранита

Как видно из приведенных фрагментов реализаций усилий шлифования, рис.5-6, имеют место вынужденные колебания вертикального усилия, что приводит к колебаниям в вертикальной плоскости шлифовальной головки относительно поверхностного слоя заготовки. Такие колебания приводят к появлениям макронеровностей обрабатываемой поверхности заготовки из камня, которые не должны превышать допустимой величины. При этом амплитуды колебаний вертикального усилия шлифования коррелированны с коэффициентом жесткости технологического оборудования. Так образом, моделируя процесс шлифования заготовок из камня, возможно определить рациональный коэффициент жесткости системы, позволяющий выполнять исходные ограничения по макронеровностям поверхностного слоя.

6. Выводы и направления дальнейших исследований

Разработанная математическая модель процесса упругого шлифования заготовки из камня, реализованная в среде Matlab/Simulink [11], позволяет определить:

- Амплитуды и частоты колебаний, как отдельных элементов расчётной схемы, так и суммарные колебания всей системы. Представляется возможным выявить элементы, оказывающие наибольшее влияние на амплитуды и интенсивность колебаний, а следовательно и на качество обработанной поверхности.
- Рациональные режимы резания, сточки зрения устойчивости процесса шлифования, производительности обработки и достижения необходимого качество обработанной поверхности.
- Динамическое качество станка в целом, пригодность его для различных видов и схем обработки.
- Решить задачу оптимизации конструкции технологической системы в направлении улучшения ее динамических характеристик.

Одним из направлений дальнейших исследований является выбор рациональных параметров динамических характеристик станка и абразивного инструмента с целью минимизации макронеровностей поверхностного слоя заготовки из камня.

Список литературы: **1.** Орлов А.М. Добыча и обработка природного камня. М.: Стройиздат,1977-352 с. **2.** Добыча и обработка природного камня: Справочник/ Под общ. Ред. А.Г.Смирнова – М.: Недра, 1990 –445с. **3.** ДСТУ БВ.2.7-37-95 Государственный стандарт Украины. Строительные материалы. Плиты и изделия из природного камня. Технические условия. **4.** Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т.2 / Под ред. А.М Дальского, А.Г.Суслова, А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. - М.: Машиностроение-1, 2001. - 944 с. **5.** Польшаков В.І. Теоретичні і практичні основи високопродуктивного торцевого шліфування важкооброблюваних матеріалів. – Автореферат дис. на здобуття вченого ступеня докт. техн. наук. – Київ, 1998.- 33с. **6.** 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.- 37с. **7.** Варданян К.С. Современные камнеобрабатывающие станки и поточные линии.- «Айастан», Ереван, 1975.-226 с. **8.** Бишутин С.Г. Обеспечение требуемой совокупности параметров качества поверхностных слоев деталей при шлифовании: Монография.- М.:Машиностроение-1, 2004.-144с. **9.** Управление процессом шлифования/ А.В.Якимов, А.Н.Паршаков, В.И.Свирщев, В.П.Ларшин – К.: Техника, 1983 – 184с. **10.** Кудинов В. А. Динамика станков. – М.: Машиностроение, 1967. – 359 с. **11.** Hoffman J. Matlab und Simulink.-Bonn, Addison-Wesley-Longman, 1988.- 505s.

Сдано в редакцию 30.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

КЕРАМИКА НА ОСНОВЕ ГЛИНОЗЕМА С НАПОЛНИТЕЛЕМ ОКСИДА БОРА

Гречихин Л.И. (*МГВАК, г. Минск, Республика Беларусь*)

The dynamics of the sequential formation of polyatomic molecules is examined, clusters and the intercluster lattice structure of the oxides of aluminum and boron. The calculation of energies of atomic bond inside the complex molecule is carry ouied. It is shown, as binding energy it is connected with the mechanical and thermal properties of composition ceramic materials.

Керамика, как конструкционный материал, находит все более широкое применение в машиностроении. Конструкционная керамика превосходит по своим механическим, тепловым, фрикционным и др. свойствам применяемые в настоящий момент конструкционные материалы на основе металлов. Это позволило применить ее прежде всего в двигателях внутреннего сгорания [1,2]. Однако повсеместное применение конструкционной керамики в машиностроении сдерживается высокой стоимостью ее изготовления. Технология получения конструкционной керамики -- это нанотехнологии. В этой области знаний мы находимся в начале пути.

Первая работа, посвященная физике наночастиц и нанотехнологий [3], позволила сформировать только основную идеологию построения нанотехнологий. В каждом конкретном случае необходимо эту идеологию конкретизировать и

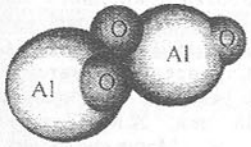


Рис. 1. Примерное строение молекулы Al_2O_3

Таблица1 - Основные параметры бинарной связи исходных атомных частиц при формировании двухатомных молекул и результирующей энергии связи одной частицы

Параметры	*AlO*	*BO*
Θ, %	57,5/63	52,9/43
$E_{ков}$, *эВ*	7,35	3,75
$E_{ион}$, *эВ*	2,51	6,34
$E_{рез}$, *эВ*	,93/5,14	5,05/8,3
$p_э$, *в Дебаях*	3,03	1,41
Пот. иониз., В	8,5/9,5	10,3/13,5

формировать соответствующее техническое задание на реализацию такой технологии. Применительно к нитридной керамики такое задание было разработано и дано описание в работах [3,4]. На III Международном семинаре в Минске в 2004 г. были представлены работы по созданию керамических материалов на основе оксида алюминия и двуокиси кремния. Оксид алюминия наполнялся двуокисью циркония или оксидом иттрия [5.6], а двуокись кремния – двуокисью титана и хромом [7]. Соотношение масс основы и наполнителя подбиралось чисто экспериментально. При этом наполнители выбирались на основании качественных представлений об энергиях взаимодействия наполнителей с основой. Ниже рассмотрим на конкретном примере, как формируется межкластерная решеточная структура оксида алюминия с наполнителем оксида бора.

Образование молекулы оксида алюминия.

Образование молекулы Al_2O_3 обусловлено взаимодействием атома кислорода с двумя радикалами *AlO*.

Результирующая энергия связи частиц в молекуле Al_2O_3 определяется диполь-дипольным взаимодействием и ковалентной связью между радикалами *AlO* и взаимодействием атома кислорода с двумя радикалами *AlO* ковалентной и долей ионной связями. С учетом данных табл. 1. энергия диполь-дипольного взаимодействия между радикалами *AlO* будет наибольшей, когда электрические диполи этих молекул расположатся последовательно друг за другом. При таком расположении молекул *AlO* их энергия диполь-дипольного взаимодействия равна 0,669 *эВ*, а при параллельном расположении только 0,477 *эВ*. Ковалентная связь составляет 0,270 *эВ*. Атом кислорода с двумя молекулами *AlO* обладает ковалентной связью 0,279 *эВ* и долей ионной связи 5,70 *эВ*. Следовательно, результирующая энергия образования молекулы Al_2O_3 составляет ~ 6,92 *эВ*, а энергия разрыва связи атома кислорода с двумя молекулами *AlO* (2 *AlO* — O) — 5,97 *эВ*. Для изолированной молекулы Al_2O_3 дипольный электрический момент составляет 6,054 *D*. Энергия ионизации определяется по формуле:

$$\Theta_{i,эфф} = P_{AlO}\Theta_{AlO} + P_O\Theta_O, \qquad (1)$$

где P_{AlO}, P_O – соответственно вероятность пребывания электрона у молекулы AlO и у атома кислорода; Θ_{AlO} и Θ_O - соответственно энергия ионизации молекулы AlO и атома кислорода. Результат вычисления по (1) в сравнении с экспериментальным значением приведен в табл.1.

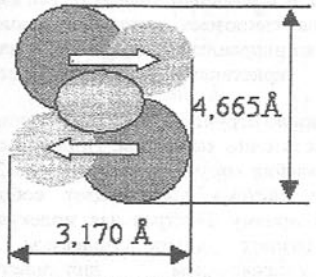


Рис.2. Примерное строение молекулы B_2O_3

Результирующая энергии связи для молекулы Al_2O_3 составляет 9,513 *эВ*. Примерная структура молекулы Al_2O_3 приведена на рис. 1. Размеры молекулы 3,634X4,090 *Å*. Такое расположение атомов в молекуле Al_2O_3 обусловлено минимумом потенциальной энергии взаимодействия атомарных структур в указанной молекуле, что и определяет большое значение дипольного электрического момента для молекул глинозема.

Образование молекулы оксида бора. Образование молекулы B_2O_3 обусловлено взаимодействием атома кислорода с двумя радикалами *BO*. Результирующая энергия связи

частиц в молекуле B_2O_3 определяется диполь-дипольным взаимодействием и ковалентной связью между радикалами *BO* и взаимодействием атома кислорода с двумя радикалами *BO* ковалентной и долей ионной связями. С учетом данных табл. 1. энергия диполь-дипольного взаимодействия между радикалами *BO* будет наибольшей, когда электрические диполи этих молекул расположатся параллельно друг относительно друга. При таком расположении молекул *BO* их энергия диполь-дипольного взаимодействия равна 0,097 *эВ*, а при последовательном расположении только 0,077 *эВ*. Ковалентная связь в первом случае составляет 0,205 *эВ*, а во втором случае – только 0,017 *эВ*. Атом кислорода с двумя молекулами *BO* обладает ковалентной связью 1,226 *эВ* и долей ионной связи 0,581 *эВ*. Следовательно, результирующая энергия образования молекулы B_2O_3 составляет ~ 4,155 *эВ*, а энергия разрыва связи атома кислорода с двумя молекулами *BO* (2 *BO* — O) — 3,614 *эВ*. Для изолированной молекулы B_2O_3 результирующий дипольный электрический момент равен нулю. Энергия ионизации определяется аналогично методике, которая использовалась при определении энергии ионизации молекулы глинозема. Примерная структура молекулы B_2O_3 с указанием размеров приведена на рис. 2. Такое расположение атомов в молекуле B_2O_3 обусловлено минимумом потенциальной энергии взаимодействия атомарных структур в указанной молекуле, что и определяет равенство нулю дипольного электрического момента для молекул оксида бора. Однако это не значит, что отдельные встроенные дипольные электрические моменты в молекуле B_2O_3 не должны участвовать во взаимодействии с электрическими полями других атомных и молекулярных систем. Об этом речь пойдет ниже.

Атомные и молекулярные системы в конденсированном состоянии взаимодействуют с ближайшим окружением различных окружающих частиц и при этом формируются кластеры.

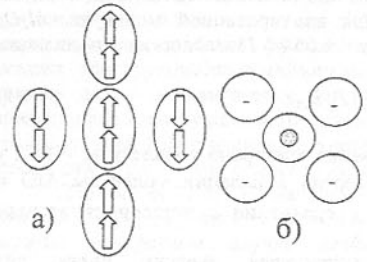


Рис. 3. Структура кластера, который формирует элементарную кристаллическую структуру: а) – вид сбоку; б) – вид сверху.

Формирование кластерных структур глинозема. Молекулы глинозема, обладая большим значением электрического дипольного момента, в конденсированном состоянии могут образовывать различные конфигурации. Известны три модификации кристаллического состояния глинозема α -, β- и γ – Al_2O_3 [8]. α - Al_2O_3 – это кристалл корунда. Он имеет размер 4,75 … 12,97 Å с мольным числом 6. Так как молекула глинозема вытянутая, вдоль одного из направлений, то элементарная ячейка кристалла должна иметь объемоцентрированную структуру, которая в одном из направлений достаточно вытянутая. Примерный вид элементарной ячейки корунда показан на рис. 3. Такая компактная система представляет собой четырехгранную бипризму. Центральная молекула удерживает от разлета четыре молекулы с одинаковым направлением дипольного электрического момента. С учетом энергии расталкивания бинарное взаимодействие

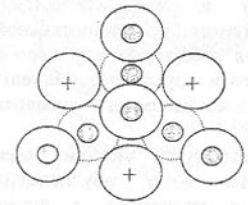


Рис. 4. Структура β- Al_2O_3

ближайших частиц в горизонтальном направлении составляет 0,176 *эВ*. В вертикальном направлении с учетом принципа суперпозиции электрических полей бинарное взаимодействие составляет 0,734 *эВ*. Результирующая энергия связи частиц в кластере равна 2,173 *эВ*. В среднем на одну молекулу Al_2O_3 приходится 0,306 *эВ*. Средняя температура, при которой произойдет разрушение кластерного образования, равна 2366 *K*. При такой температуре произойдет разрушение твердого тела с превращением в жидкое состояние, т.е. возникнет процесс плавления. Экспериментальное значение температуры плавления 2323 *K* [8], что в пределах 1,5 – 2 % совпадает с теоретически найденным значением.

β-Al_2O_3 представляет собой тригональную систему размером 5,56 …22,55 Å с мольным числом 12. Примерная структура показана на рис. 4. Энергия связи частиц в такой структуре слабая вследствие большого удаления частиц друг от друга. Практического интереса такая модификация не представляет, так как она разрушается при сравнительно низких температурах.

γ-модификация Al_2O_3 обладает кубической структурой размером 7,895 Å с мольным числом 8. Это объемоцентрированная структура. Кластер представляет собой четырехгранную бипризму, в основании которой находятся четыре молекулы, и образуют квадруполь (Рис. 5). Энергия связи бинарного взаимодействия в горизонтальной плоскости 0,0766 *эВ*, а в вертикальной плоскости – 0,261 *эВ*. Результирующая энергия связи молекул в кластере 0,828 *эВ* со средней энергией связи на одну молекулу 0,138 *эВ*. Разрыв такой связи происходит при 1070 *K*. При этой температуре γ – Al_2O_3 распадается и начинает формироваться α – модификация. Зная структуру основных кластеров, представляется возможность рассмотреть межкластерное взаимодействие с формированием межкластерной решеточной структуры.

Формирование кластерной структуры оксида бора.

Оксид бора в конденсированном состоянии формирует кристалл простой кубической структуры (рис. 6). Энергия связи такой структуры определяется в основном диполь-дипольным взаимодействием. В горизонтальном направлении энергия бинарной связи молекул оксида бора составляет 0,123 *эВ*, в вертикальном направлении – 0, 128 *эВ*. Общая энергия связи в кластере реализуется 0,749 *эВ*.

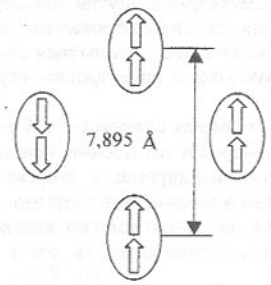


Рис.5. Примерное расположение молекул Al_2O_3 в γ – модификации глинозема

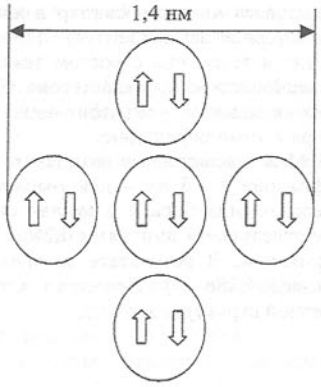


Рис.6. Общий вид кластера оксида бора

Распадаться кластер оксида бора будет при температуре ~ 1400 *К*. Межкластерное бинарное взаимодействие составляет 0,112 эВ. Поэтому межкластерная связь оксида бора должна эффективно распадаться при температуре 863 *К*. Это по существу температура плавления, экспериментальное значение которой составляет примерно 850 *К* [8].

Формирование кластерной решеточной структуры глинозема.

Как для α-, так и для γ-модификации кристалла Al_2O_3 из минимума потенциальной энергии взаимодействия получается, что решеточная кластерная структура представляет собой систему четырехгранных бипризм, которые связаны между собой по углам спайности, как это показано на рис. 7.

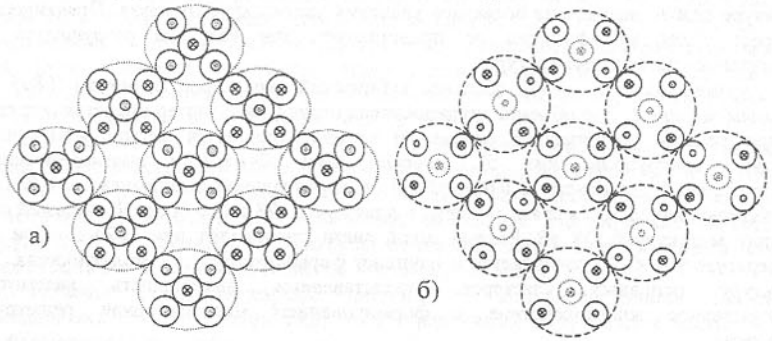


Рис. 7. Фрагмент решеточной структуры:
а) - α - Al_2O_3 ; б) - γ – Al_2O_3

Межкластерное взаимодействие α-модификации в горизонтальной плоскости составляет 0,673 *эВ*, а в вертикальном направлении – 0.307 *эВ*. Средняя энергия связи кластеров в решеточной структуре составляет 3,306 эВ. Такая энергия связи близка к металлам. Межкластерное взаимодействие γ-модификации в горизонтальной плоскости составляет 0,562 *эВ*, а в вертикальном направлении – 0,215 *эВ*. Средняя энергия связи, приходящаяся на один кластер в кластерной решеточной структуре, равна 2,678 *эВ*. Межкластерное взаимодействие превосходит межмолекулярное внутри кластера. Это приводит к тому, что с ростом температуры распадаются вначале кластеры, а затем места спайности между кластерами. Получается, что кластерная решеточная структура, сформированная в γ-модификации, остается, а происходит перестройка структуры кластера в α-модификацию.

Между кластерами возникают пустоты, размер которых составляет 1,6 *нм* для α-модификации и 1,8 *нм* – для γ-модификации . В размер 1,6 нм прочно вписываются кластеры оксида бора и в местах спайности образуют квадруполь с энергией связи между отдельными диполями 0,260 *эВ* и таким образом увеличивают энергию связи α-модификации. В результате энергия связи α - Al_2O_3 на один кластер возрастает и составляет 4,386 *эВ*. Примерно такая энергия связи приходится на один атом в кластерной структуре металла.

Механические свойства определяются значением модуля Юнга. Связь потенциала межкластерного взаимодействия с модулем Юнга выражается формулой [3]:

$$\frac{|U(r)-U(R_0)|}{|r-R_0|S} = Ee\,. \qquad (2)$$

Здесь S, R_0 – площадь поперечного сечения и равновесное расстояние между взаимодействующими частицами; r – текущая координата и $e = |r-R_0|/R_0$ - относительная деформация на уровне взаимодействующих частиц.

Из (3) получаем:

$$E = \frac{|U(r)-U(R_0|}{SR_0e^2}\,. \qquad (3)$$

Выполненный расчет модуля Юнга по (3) для α-модификации Al_2O_3 в горизонтальном и вертикальном направлениях приведен в табл. 2

Таблица 2 - Значение модуля Юнга в ГПа для α - Al_2O_3 без наполнителя и с наполнителем

Параметры	Относительная деформация, е %								
	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30	0,50	0,01	0,02	0,05
$E_г$ α - Al_2O_3	72,3	72,6	72,9	73,1	73,4	74,4	77,1	82,9	99,3
$E_г$ α - Al_2O_3 +B_2O_3	128	129	129	130	130	132	137	147	184
$E_{верт.}$	42,1	42,2	42,3	42,5	42,6	43,2	44,8	48,1	60,2

Из табл. 2 следует, что α - Al_2O_3 без наполнителя в горизонтальном направлении обладает модулем Юнга близком по значению к алюминию и кварцу, а в вертикальном направлении – чуть более мрамора. Следовательно, для α - Al_2O_3 модуль Юнга обладает существенной анизотропией.

Модуль Юнга для α - Al_2O_3 с наполнителем в горизонтальном направлении приближается к значению меди и фосфористой бронзы, а в вертикальном направлении заметно изменяться не должен.

На основании выполненных расчетов можно сформулировать основные требования к технологии получения керамики на основе α - Al_2O_3 с наполнителем B_2O_3, а именно:

1. Частицы исходного порошка Al_2O_3 и B_2O_3 не должны превышать несколько сотен нанометров.
2. Температура спекания должна обеспечивать:
- распад кластерной решеточной структуры B_2O_3 (~ 850 *К*);
- не допускать распада кластеров B_2O_3 (~1400 *К*);
- обеспечивать эффективный фазовый переход второго рода γ – Al_2O_3 в модификацию α - Al_2O_3 (~1070 *К*).

Отсюда температура спекания должна находиться в пределах 1100 ÷ 1300 *К*.

3. Время выдержки момента спекания и внешнее давление подбираются экспериментально.

Таким образом, проведенный анализ позволил выяснить динамику формирования керамики на основе оксида алюминия путем применения компьютерного моделирования процесса формирования сложных многоатомных молекул, их внутрикластерного строения и построить решеточную кластерную структуру. На этой основе получить механические свойства и основные требования к технологии изготовления наноматериалов.

В программу закладываются исходные данные по кристаллографическому строению исходных материалов. В дальнейшем необходимо разработать программу расчета и кристаллографического строения по исходным данным физико-химических свойств используемых веществ. Пока автору не ясно как это реализовать.

Список литературы: **1.** Сударев А.В., Молчанов А.С. Оценка надежности деталей керамического газотурбинного двигателя мощностью 2,5 МВт. // Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций и методы их решения: Труды V Международной конференции. СПб.: Изд.-во СПбГПУ, 2003. С. 486-490. **2.** Машиностроение. Энциклопедия в сорока томах. Раздел II. Материалы в машиностроении. Том II-3. Цветные металлы и сплавы. Композиционные металлические материалы. – М.: Машиностроение, 2001. – 879 с. **3.** Гречихин Л.И. Физика наночастиц и нанотехнологий. Общие основы, механические, тепловые и эмиссионные свойства. – Мн.: УП «Технопринт». 2004. – 399 с. **4.** Витязь П.А., Голубцова Е. С., Гречихин Л.И. Нанокерамические конструкционные материалы, свойства и физика их формирования. // Наноструктурные материалы – 2004: Беларусь-Россия: Материалы III Международного семинара. Минск: Институт тепло- и массообмена им. А.В. Лыкова НАН Беларуси. 2004. С. 120-121. **5.** Ульянова Т.М., Витязь П.А., Крутько Н.П и др. Синтез и исследование наноструктурных порошков тугоплавких оксидов. // Наноструктурные материалы – 2004: Беларусь-Россия: Материалы III Международного семинара. Минск: Институт тепло- и массообмена им. А.В. Лыкова НАН Беларуси. 2004. С. 118-119. **6.** Ульянова Т. М., Константинова Т.Е., Чижик С. А. и др. Исследование микроструктуры порошков алюминия и циркония. // Наноструктурные материалы – 2004: Беларусь-Россия: Материалы III Международного семинара. Минск: Институт тепло- и массообмена им. А.В. Лыкова НАН Беларуси. 2004. С. 122-125. **7.** Подденежный Е. Н., Бойко А. А., Богатырев В.М. и др. Наноструктурные материалы системы SiO_2 – TiO_2: Cr и их люминесцентные свойства. // Наноструктурные материалы – 2004: Беларусь-Россия: Материалы III Международного семинара. Минск: Институт тепло- и массообмена им. А.В. Лыкова НАН Беларуси. 2004. С. 226 -227. **8.** Справочник химика в 6 томах. Т. 1. Общие сведения: Строение вещества, свойства важнейших веществ, лабораторная техника. М. – Л.: Химия, 1971. – 1072 с.

Сдано в редакцию 30.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Матюха П.Г.

СПОСОБ ЧИСТОВОЙ ОБРАБОТКИ ЗУБЬЕВ ВТУЛОК ЗУБЧАТЫХ МУФТ С ГРУППОВОЙ ПРОСТРАНСТВЕННОЙ ГЕОМЕТРИЕЙ И УСТРОЙСТВО ДЛЯ ЕГО ОСУЩЕСТВЛЕНИЯ

Грубка Р.М., Михайлов А.Н., Коштовный С.И. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

The analysis of features cutting on tooth of cartridges gear coupling by group spatial geometry. The development of a way of fair processing tooth of cartridges gear coupling with group spatial geometry, which is based on the account of interaction of elements in gear coupling. Development of the device for realization of fair processing tooth of cartridges gear coupling with group spatial geometry.

Зубчатые муфты предназначены для передачи крутящего момента между валами при наличии перекосов и несоосности осей. Существуют различные зубчатые муфты, которые отличаются не только конструкцией входящих в них элементов, но и формой боковой поверхности зубьев втулки [1, 2, 3]. Так по форме боковой поверхности зубья втулок зубчатых муфт выполняют с прямолинейной и криволинейной образующей, а также с различного рода пространственными геометриями [4, 5]. Применение зубьев втулок зубчатых муфт с пространственной геометрией, и в том числе с групповой пространственной геометрией, приводит к повышению эксплуатационных характеристик зубчатых муфт, за счет равномерного распределения зазоров и нагрузки между зубьями в пределах зоны контактирования. А также при этом увеличиваются предельные значения компенсируемых зубчатыми муфтами углов перекоса осей валов.

Наряду с разнообразием форм боковой поверхности зубьев существует и большое количество технологических способов их получения. Так способы получения зубьев с прямолинейной образующей аналогичны способам обработки зубьев применяемым при нарезании цилиндрических зубчатых колес внешнего зацепления [6]. Для нарезания зубьев с продольной модификацией способы получения зубьев с прямолинейной образующей модернизируют путем различного рода смещения инструмента или изменения кинематики его движения в пространстве, а также кинематики движения заготовки. Обработка по этим способам ведется с применением существующего серийного оборудования стандартным режущим инструментом.

Способы получения зубьев втулок зубчатых муфт с пространственной геометрией основаны на учете взаимодействия элементов в зубчатой муфте. При этом учитываются погрешности монтажа соединяемых зубчатой муфтой валов. То есть нарезание пространственной геометрии невозможно без воссоздания в процессе обработки движений присущих элементам зубчатой муфты в процессе эксплуатации и без применения инструмента соответствующего по форме сопрягаемой с зубчатой втулкой детали. Применение при этом существующего серийного оборудования и стандартного режущего инструмента не всегда приводит к получению требуемого технического результата. Поэтому создание новой пространственной геометрии влечет за собой необходимость совершенствования известного или разработки нового технологического способа ее получения, а также в ряде случаев нового оборудования и технологического оснащения.

Групповая пространственная геометрия является специальной геометрией [7, 8]. Сущность ее заключается в том, что боковая поверхность зубьев втулки выполняется из участков, геометрия каждого из которых соответствует одному из углов перекоса зубьев втулки относительно зубьев обоймы, входящих в пределы интервала компенсации. При этом поверхность зуба втулки делится на две части.

Каждая из частей боковой поверхности зуба втулки образована совокупностью контактных линий. Форму части боковой поверхности зуба втулки можно представить в виде следующей системы уравнений:

$$\left.\begin{aligned} &S=\{s_1,s_2,\ldots,s_n\},\\ &s_i=(\omega_i;\psi_i;\omega_{i+1};\psi_{i+1}),\\ &S=(\omega_l;\psi_l;\omega_k;\psi_k)\\ &i=0..n,\ n\to\infty,\\ &\omega_i\in[\omega_i;\omega_k],\ \psi_i\in[\psi_i;\psi_k] \end{aligned}\right\}, \qquad (1)$$

где S - часть боковой поверхности зуба втулки от плоскости, проходящей через центр симметрии зубчатого венца, до торца втулки;

s_i - участок части боковой поверхности зуба втулки ограниченный двумя контактными линиями;

ω_i, ω_{i+1}, ω_n, ω_k - соответственно текущее, последующее, начальное и конечное значения угла поворота соединения;

ψ_i, ψ_{i+1}, ψ_n, ψ_k - соответственно текущее, последующее, начальное и конечное значения угла перекоса соединения;

n - количество участков на которые условно разделена часть боковой поверхности зуба втулки.

Анализ известных способов получения зубьев с различной геометрией на боковых поверхностях показал, что ни по одному из них нельзя получить групповую пространственную геометрию [9]. В связи, с чем актуальным является разработка способа получения групповой пространственной геометрии на зубьях втулок зубчатых муфт и устройства для ее изготовления.

Целью данной работы является разработка способа получения групповой пространственной геометрии, позволяющей компенсировать любой угол перекоса осей валов из некоторого интервала значений и устройства для реализации данного способа.

В основу данной работы поставлена задача разработки технологического обеспечения нарезания групповой пространственной геометрии на зубьях втулки зубчатой муфты. Поставленная задача может быть решена за счет определения взаимосвязи между кинематикой сопрягаемых элементов в зубчатой муфте.

Особенности структуры групповой пространственной геометрии приводят к тому, что ее получение возможно только при обработке каждой впадины зубьев отдельно, с последующим делением на один зуб. Данное обстоятельство обусловлено тем, что в процессе обработки непрерывно изменяется как текущий угол поворота, так и текущий угол перекоса соединения. Что привело бы при одновременной обработки всех впадин зубьев зубчатой втулки к образованию на них геометрии соответствующей одному, наибольшему углу перекоса соединения.

В соответствии со вторым методом Оливье способ получения групповой пространственной геометрии по методу копирования с обработкой одной впадины зубьев можно проиллюстрировать схемой показанной на рис. 1.

Из рис. 1. видно, что для получения групповой пространственной геометрии необходимо придать заготовке 1 и инструменту 2 следующие взаимосвязанные движения формообразования:

- D_r- главное движение – движение резания, прямолинейное поступательное перемещение инструмента вдоль продольной оси заготовки;

- $D_{пр.м}$- пространственное движение – движение продольной оси заготовки по пространственной конической поверхности, с переменным углом наклона образующей конуса.

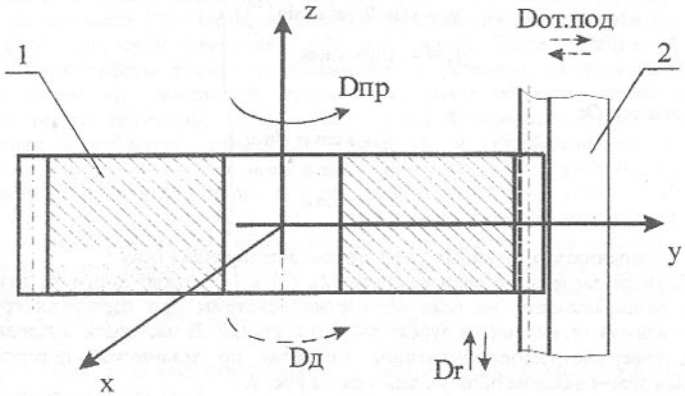


Рис. 1. Способ получения групповой пространственной геометрии методом копирования.

А так же два вспомогательных движения:

- $D_д$- движение деления – периодический поворот заготовки на один угловой шаг, для обработки следующей впадины зубьев;

-$D_{от.под}$- движение отвода-подвода инструмента, необходимое для осуществления движения деления.

Профиль инструмента при этом должен быть идентичен профилю зуба обоймы. В качестве инструмента можно использовать протяжку с режущими кромками на боковой поверхности или абразивный хон. При этом протяжка используется для обработки незакаленных зубчатых втулок, а хон - для закаленных.

Обработка по предложенному способу ведется после предварительной черновой обработки зубьев [10].

Движение групповой пространственной модификации можно описать системами уравнений движений точек лежащих на осях Ox, Oy, Oz жестко связанных с заготовкой:

- для оси Ox:

$$\left.\begin{aligned} x_2&=x(1-2\cos^2\psi_i\sin^2\frac{\omega_i}{2}),\\ y_2&=-x\sin 2\psi_i\sin^2\frac{\omega_i}{2},\\ z_2&=-x\cos\psi_i\sin\omega_i. \end{aligned}\right\}, \qquad (2)$$

- для оси Oy:

$$\left.\begin{aligned} x_2 &= -y\sin 2\psi_i \sin^2\frac{\omega_i}{2}, \\ y_2 &= y(1-2\sin^2\psi_i \sin^2\frac{\omega_i}{2}), \\ z_2 &= -y\sin\psi_i \sin\omega_i; \end{aligned}\right\}, \qquad (3)$$

- для оси Oz:

$$\left.\begin{aligned} x_2 &= z\cos\psi_i \sin\omega_i, \\ y_2 &= z\sin\psi_i \sin\omega_i, \\ z_2 &= z\cos\omega_i. \end{aligned}\right\}, \qquad (4)$$

где x, y, z – координаты выбранных точек на соответствующих осях.

Проведя расчеты по зависимостям (2), (3) и (4) можно получить траектории движения точек лежащих на осях абсолютной системы при нарезании групповой пространственной геометрии на зубьях зубчатой втулки. В частности продольная ось заготовки совершает пространственное движение по конической поверхности с переменным углом наклона образующей конуса рис. 2.

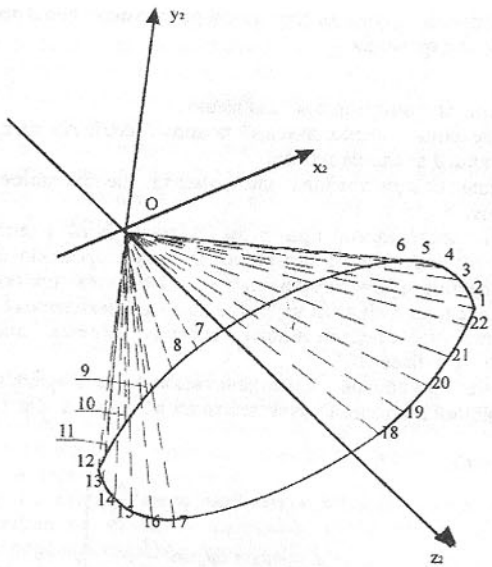


Рис. 2. Схема движения продольной оси заготовки зубчатой втулки при нарезании групповой пространственной геометрии зубьев.

Как видно из рис. 2 в процессе обработки непрерывно изменяется угол поворота ψ соединения и соответственно изменяется и компенсируемый угол перекоса ω соединения. Боковая поверхность зуба обрабатываемого колеса в процессе обработки делится на две части [7]. Линия разделения боковой поверхности зуба на две части принадлежит плоскости симметрии зубчатого венца. Такое деление обусловлено особенностями работы зубчатого соединения в условиях наличия погрешностей монтажа валов. На каждой из полученных таким образом частей нарезается пространственная геометрия. Причем части боковой поверхности зубьев совместно работающие в зубчатом соединении, совместно и обрабатываются в процессе нарезания зубчатого венца. Так точки 1 – 6 и 18 – 22 соответствуют обработке второй части левой и первой части правой боковых поверхностей зуба, а точки 7-12 и 13-17 – первой части левой и второй части правой боковых поверхностей зуба (рис. 2). Например, движение точки принадлежащей продольной оси заготовки можно проследить по изменению ее координат при изменении значений углов перекоса и поворота соединения. Исходные данные принимают следующие значения: ψ= 0 - 6,1090 рад; ω = 0,0873 - 0,0785 рад и z = 340 мм (таблица 1).

Таблица 1 - Изменение координат точки, принадлежащей продольной оси изделия в пространственном движении

№ точки (рис. 2)	ψ, рад	ω, рад	x_2, мм	y_2,мм	z_2, мм
1	0,0000	0,0873	29,6443	0,0000	338,7052
2	0,1745	0,0855	28,5937	5,0409	338,7580
3	0,3491	0,0838	26,7421	9,7343	338,8069
4	0,5236	0,082	24,1177	13,9244	338,8576
5	0,6981	0,0803	20,8926	17,5299	338,9044
6	0,8727	0,0785	17,1377	20,4253	338,9530
7	2,2690	0,0785	-17,1377	20,4253	338,9530
8	2,4430	0,0803	-20,8926	17,5299	338,9044
9	2,6180	0,0820	-24,1177	13,9244	338,8576
10	2,7930	0,0838	-26,7421	9,7343	338,8069
11	2,9670	0,0855	-28,5937	5,0409	338,7580
12	3,1420	0,0873	-29,6443	0,0000	338,7052
13	3,3160	0,0855	-28,5937	-5,0409	338,7580
14	3,4910	0,0838	-26,7421	-9,7343	338,8069
15	3,6650	0,0820	-24,1177	-13,9244	338,8576
16	3,8400	0,0803	-20,8926	-17,5299	338,9044
17	4,0140	0,0785	-17,1377	-20,4253	338,953
18	5,4110	0,0785	17,1377	-20,4253	338,9530
19	5,5850	0,0803	20,8926	-17,5299	338,9044
20	5,7600	0,0820	24,1177	-13,9244	338,8576
21	5,9340	0,0838	26,7421	-9,7343	338,8069
22	6,1090	0,0855	28,5937	-5,0409	338,7580

Описанное пространственное движение представляет собой прецессионное качание заготовки (зубчатой втулки) относительно точки лежащей в плоскости симметрии зубчатого венца, в месте пересечения данной плоскости и оси Oz абсолютной системы координат. При этом продольная ось втулки Oz описывает в

пространстве коническую поверхность с изменяющимся углом наклона образующей конуса (рис. 2.).

Движение резания взаимосвязано с движением групповой пространственной модификации таким образом, что в процессе обработки заготовка должна пройти в пространстве все положения, соответствующие текущим значениям угла перекоса соединения ω_i, входящие в некоторый интервал значений $[\omega_н; \omega_к]$ [7].

Обработка по предложенному способу заключается в следующем. Заготовка устанавливается на базирующие элементы приспособления, после чего закрепляется. Инструмент вводится в зацепление с одной из впадин заготовки. После чего заготовке придается пространственное движение, а инструменту возвратно-поступательное движение резания вдоль продольной оси заготовки. В результате непрерывного изменения положения заготовки в пространстве ее элементы последовательно проходит все положения присущие зубчатой втулке при работе зубчатой муфты. А за счет возвратно-поступательного движения резания инструмента снимается слой материала. Причем в зависимости от угла поворота соединения обрабатывается именно та часть профиля зуба втулки, которая непосредственно участвует в работе в муфте.

После обработки одной впадины зуба инструмент выводится из зацепления с ней, а заготовка совершает движение деления и производится обработка следующей впадины зуба. Так продолжается до тех пор, пока не будут обработаны все впадины зуба.

Необходимые согласованные перемещения заготовки и инструмента могут быть реализованы на устройстве (рис. 3.), которое состоит из сборного вала 3, на который устанавливается заготовка 1, кулачка 4, планшайбы 5, ползуна 6, ролика 7, который связан по средством резьбового соединения с ползуном 6, направляющих 8 по которым перемещается ползун 6, пружин 9, ролика 10, который обкатывается по кулачку 4, и опоры вала 11.

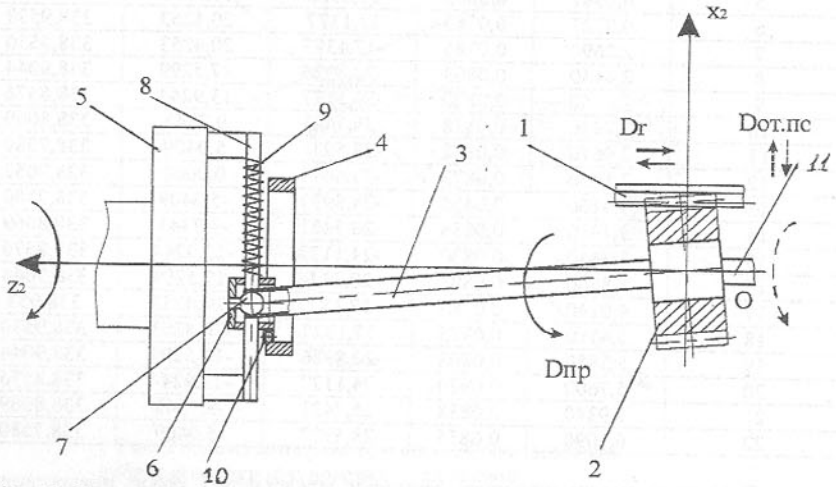


Рис. 3. Схема устройства для нарезания групповой пространственной геометрии зубьев втулок зубчатых муфт.

Заготовка 1 (рис. 3.) устанавливается на базирующие элементы, после чего закрепляется. Инструмент 2 вводится в зацепление с одной из впадин заготовки 1. При вращении планшайбы 5, ползун 6 перемещается по направляющим 8 посредствам пружин 9. При этом ролик 10 прижимается к внутренней поверхности кулачка 4 и обкатывается по ней. За счет чего непрерывно изменялся угол наклона в пространстве сборного вала 3, который с одной стороны поддерживается опорой 11, а с другой – роликом 7, который посредством резьбового соединения связан с ползуном 6. Левый конец вала 3, взаимодействующий с роликом 7, перемещается относительно него тем самым, изменяя угол наклона образующей конуса. Таким образом, заготовке 2 придается пространственное движение по конической траектории с переменным углом наклона конуса. Инструмент 1 совершает возвратно-поступательное движение резания. В результате непрерывного изменения положения заготовки 2 в пространстве ее элементы последовательно проходит все положения присущие зубчатому колесу при работе в соединении. А за счет возвратно-поступательного движения резания инструмента 1 снимается слой материала. Причем в зависимости от угла поворота соединения обрабатывается именно те части боковой поверхности зуба нарезаемого колеса, которые непосредственно участвуют в работе.

После обработки одной впадины заготовки инструмент выводится из зацепления с ней, а заготовка совершает движение деления и производится обработка следующей впадины зуба. Так продолжается до тех пор, пока не будут обработаны все впадины зуба.

Таким образом, разработан способ получения групповой пространственной геометрии зубьев как закаленных так и не термообработанных зубчатых втулок. Описаны требуемые движения, как заготовки, так и инструмента. Предложена принципиальная схема устройства для реализации разработанного способа получения групповой пространственной геометрии зубьев втулок зубчатых муфт.

Обработка по данному способу позволяет нарезать на зубьях зубчатых колес пространственную геометрию способную компенсировать погрешности монтажа валов и в частности любой угол перекоса зубьев сопряженных колес входящий в некоторый интервал значений. Причем в независимости от значения угла перекоса, взятого из данного интервала, в соединении сохраняется линейный или близкий к линейному контакт зубьев и равномерное распределение нагрузки между ними в пределах зоны контактирования.

Предложенный способ чистовой обработки зубьев с пространственной модификацией может быть использован при обработки зубчатых венцов цилиндрических зубчатых колес тяжело нагруженных и высокоскоростных механизмов.

Список литературы: **1.** Айрапетов Э. Л., Миржаджанов Д. Б. Зубчатые соединительные муфты.- М.:Наука, 1991. - 250 с. **2.** Мирзаджанов Д. Б. Конструктивные методы выравнивания зазоров и скоростей скольжения на боковых поверхностях зубьев муфт.- Вестн. машиностроения. 1986, №8, С.15-18. **3.** Ряхновский О.А., Иванов С.С. Справочник по муфтам. – Л.: Политехника, 1991. – 384 с. **4.** А.С. 1425374 СССР F 16 D 3/18. Зубчатая муфта / А.Н. Михайлов (СССР). – 4138360/31-27 заявлено 20.10.86. Опубл. 23.09.88. – Бюл. № 35, с. 3. **5.** А.С. 1481524 СССР F 16 D 3/18. Зубчатый венец / А.В. Лукичёв, В.А. Финиченко, Н.А. Чернышев, Ю.Б. Похинов и др.(СССР). – 4245051/31-27 заявлено 14.05.87. Опубл. 23.05.89. – Бюл. № 19, с. 6. **6.** Производство зубчатых колёс: Справочник. Под ред. Д-ра техн. Наук проф. Б.А. Тайца, - М.: Машиностроение, 1990, - 463 с. **7.** Грубка Р.М., Михайлов А.Н. Синтез структуры

групповой пространственной геометрии зубьев втулок зубчатых муфт //Прогрессивные технологии и системы машиностроения Донецк: ДонНТУ. Вып. 27, 2004. – С. 71 – 75. **8.** А. с. 68689 України, МКИ F16D3/18. Зубчаста муфта. Заявл. 29.09.2003. Опубл. 16.08.2004. Бюл. №8, 2004. **9.** Грубка Р.М., Михайлов А.Н. Технологические особенности изготовления зубьев втулок зубчатых муфт с групповой пространственной геометрией / В кн. Материалы шестого научно-практического семинара «Практика и перспективы развития партнерства в сфере высшей школы». Донецк — Таганрог: 2005, вып. №5, Книга 1. С. 499 – 504. 10. Грубка Р.М., Михайлов А.Н. К вопросу нарезания групповой пространственной геометрии на зубьях втулок зубчатых муфт зубофрезерованием методом копирования //Прогрессивные технологии и системы машиностроения Донецк: ДонНТУ. Вып. 29, 2005. – С. 58 – 66.

Сдано в редакцию 16.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Матюха П.Г.

ОБЪЕМНАЯ ВИБРО-КАВИТАЦИОННАЯ ТЕХНОЛОГИЯ – НОВОЕ НАПРАВЛЕНИЕ ИННОВАЦИОННОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ ДЛЯ ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЯ, ДЕСТРУКЦИИ РАЗЛИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ И ОПАСНЫХ ОТХОДОВ

Деникин Э.И., Нетёса Ю.Д. *(СПбГПУ, ООО НТП ВРТ, г.Санкт-Петербург, Россия)*

Cavitation technologies are considered, as a perspective basis of a new direction of mechanical engineering for ecology and savings of energy

Кавитация, как физическое явление, общеизвестно. Традиционно кавитацию вызывают генерированием интенсивных звуковых волн в жидкости. Такие волны создают чередующиеся области сжатия (уплотнения) и разрежения, в которых образуются пузырьки диаметром 30 – 300 мкм. Пузырьки имеют свойство схлопываться менее чем за одну микросекунду, при этом, содержащаяся в них парогазовая смесь нагревается до 15000°С. Кроме того, схлопывание сопровождается ударной волной, на фронте которой развивается давление до 10^4 атм., световым излучением и, наконец, выделением излучений и частиц, сопутствующих ядерным процессам (реакциям).

Совокупность вышеперечисленных факторов делают кавитацию уникальным инструментом воздействия на любой материальный объект органического или неорганического происхождения. Однако, без преувеличения можно констатировать, что практическое использование кавитации обратно пропорционально ее технологическому потенциалу. Причина такого положения кроется в существенных недостатках известных способов возбуждения кавитации, главным из которых является малая эффективность преобразования подведенной энергии (мощности) в энергию кавитационного поля, что практически ограничивает технологические возможности кавитации.

В настоящее время на лабораторном и, в малой степени, промышленном уровнях используются два способа возбуждения кавитации – гидродинамический и ультразвуковой.

Рассмотрим их возможности более детально

Известен гидродинамический способ возбуждения кавитации в жидкой среде для целей теплогенерации, который состоит в том, что воду подают на вход вихревой

трубы теплогенератора, аналогичной по конструкции вихревой трубе Ранке, развивая давление на входе до 6 атм. В улитке вихревой трубы поток воды закручивается в вихревой столб, который вращаясь перемещается вдоль стенок трубы к так называемому горячему концу, перед выходным отверстием которого установлено тормозное устройство, представляющее собой соосную вихревой трубе втулку с рядом ребер, ориентированных радиально оси трубы. При торможении вращения вихревого потока воды на ребрах тормозного устройства возникает кавитация. Сопровождающие ее звуковые колебания резонансно усиливаются на частотах, совпадающих с собственными частотами звуковых колебаний столба воды в цилиндрической части вихревой трубы.

Однако работа устройства не отличается стабильностью, так как весьма сложно настроить на резонанс, генерируемые на тормозном устройстве, звуковые колебания с собственными частотами колебаний столба воды, формирующегося в вихревой трубе. Незначительные колебания давления воды на входе в трубу ведут к разбалансировке по частоте акустических колебаний, и даже малое рассогласование резко снижает уровень кавитационного процесса или приводит к его полному прекращению. Как всякий гидродинамический процесс, особенно связанный с необходимостью совмещения частотных характеристик, он требует тонкой настройки, высокой точности конструктивного оформления: даже положение втулки на вихревой трубе, ориентация ее ребер может повлиять на частоту вынужденных колебаний, увеличив или уменьшив их относительно собственной частоты колебаний столба воды в трубе. Кавитационный износ ребер способен также повлиять на частоту вынужденных колебаний. Таким образом, описанный способ возбуждения кавитации в жидкой среде не отличается стабильностью и надежностью. Кроме того, он характеризуется низкими технологическими возможностями из-за малого объема создаваемого кавитационного поля. Следует отметить как недостаток и то, что энергетическая эффективность создаваемого кавитационного поля, определяемая числом пузырьков в единице объема среды (например, в одном кубическом сантиметре) не поддается аналитическому определению и может быть установлена лишь по полезному конечному результату.

Большей стабильностью и надежностью по отношению к вышеописанному аналогу отличается способ создания кавитации, который состоит в том, что в среде периодически изменяют давление, которое имеет постоянную и переменную составляющие, находящиеся между собой в определенных соотношениях. В качестве одного из параметров в этих соотношениях использована прочность на разрыв обрабатываемой среды. Технически способ реализуется с помощью ряда последовательно установленных центробежных насосов, которые выполняют функции ультразвуковых активаторов. На периферии каждого из насосов закреплены роторы в виде перфорированных колец, коаксиально которым установлены неподвижные статоры, представляющие собой такие же перфорированные кольца. В процессе вращения рабочего колеса центробежного насоса обрабатываемой среде сообщается кинетическая энергия, которая частично преобразуется в статическое давление, а частично – в переменное, что возможно при периодическом совпадении перфораций ротора и статора. В последнем случае, среда под большим давлением и высокой скоростью выбрасывается на периферию каждого центробежного насоса, образуя несколько зон кавитации в количестве равном числу перфораций на статоре. При прохождении среды через перфорации в потоке возникают ультразвуковые колебания, способствующие зарождению кавитационных пузырьков. Простота и надежность конструктивных средств реализации способа трансформируется и в стабильность получаемого кавитационного поля на выходе из каждого центробежного насоса, т. е.

среда в таком кавитационном реакторе более эффективно подвергается обработке и, при этом, исключается необходимость настройки и поддержания резонансных режимов. Однако, как и в случае с первым аналогом, об эффективности этого способа можно судить лишь по конечному результату и не представляется возможным варьировать параметрами кавитационного процесса, меняя энергонасыщенность этого поля.

Этому способу присущи типичные для гидродинамических кавитаторов недостатки:

- процесс сопровождается высокоскоростными турбулентными потоками, что приводит к искажению звуковых волн и потере энергии за счет противофазных микровихрей турбулентных потоков;
- подавляющая часть энергии от источника затрачивается на динамическое сопротивление жидкой среды, которое обусловлено разгоном и торможением макро и микро вихрей (так называемая реактивная энергия);
- значительные потери на тепловыделение за счет трения между потоками (внутреннее трение) и между внутренними поверхностями устройства и жидкой средой;
- малый объем кавитационного поля, что ограничивает применение этого способа только обработкой жидкой среды для получения энергии.

Способ ультразвукового возбуждения кавитации или акустическая кавитация характеризуется процессом роста и сокращения пузырьков, который происходит с частотой равной частоте изменения давления, т.е. частотой распространяющейся звуковой волны. Пузырьки возникают и растут во время периодов разрежения. Давление в положительной фазе может привести к полному исчезновению пузырьков (схлопыванию). Этот процесс порождает в жидкостях гидродинамические возмущения, интенсивное излучение акустических волн. Напряжение растяжения необходимое для разрыва жидкости и образования кавитационных пузырьков зависит от количества примесей различного рода (газ, твердые включения и т.д.). Наличие микроскопических газовых пузырьков в реальной жидкости способствует зарождению кавитационных пузырьков. Микроскопический пузырек, попадая в область разрежения, сильно расширяется в результате того, что давление пара и газа, содержащихся в нем оказывается больше давления в жидкости и давления за счет поверхностного натяжения. При схлопывании пузырьков в кавитационной области возникают мощные гидродинамические возмущения в виде сильных импульсов сжатия (микроударных волн) и микропотоков, порождаемых пульсирующими пузырьками. Схлопывание пузырьков сопровождается локальным разогревом вещества.

Достоинством акустической кавитации является то, что в ней отсутствуют гидродинамические потери, присущие предыдущим аналогам. Кроме того, преимуществом акустической кавитации является постоянство зоны ее действия, однако она невелика и эффективность ее ограничивается несколькими сантиметрами от поверхности излучателя. Увеличение эффективной зоны действия требует непропорционального увеличения мощности концентрируемой на излучателе. Наиболее применяемым диапазоном частот для создания кавитации является диапазон от 20 до 60 кГц. Максимальная амплитуда колебаний в лучшем случае достигает 0,1 мм, т.е. можно утверждать, что в течение действия на жидкость отрицательной полуволны переменного давления собственно жидкость подвергается растяжению на 0,1 мм. Получаемое увеличение объема есть не что иное, как общий объем пустот всех кавитационных пузырьков, образующихся в жидкости. Если учесть, что оптимальным, с точки зрения технологической, является размер пузырька в 100-150 мкм [4], то при

средней длине волны в 76 мм на частоте 20 кГц насыщенность жидкости кавитационными пузырьками достигает $3{,}3 \times 10^5$ 1/см^3. Именно эта цифра и определяет энергетический потенциал акустического способа получения кавитации.

Основным недостатком акустической кавитации является то, что эта цифра является критической и любые изменения параметров с целью повышения ее эффективности приводят к непропорциональному увеличению энергозатрат.

Практическая эффективность ультразвукового способа возбуждения кавитации является низкой из-за:

- дисперсного рассеивания энергии за счет внутреннего трения;
- фазового рассеивания звуковых волн (потери на реактивную мощность);
- ограничения мощности энергетического потока через жидкую среду, обусловленного слабыми упругими свойствами последней.

Гидродинамический и акустический способы возбуждения кавитации могут быть дополнены новым, более эффективным способом, являющимся объектом разработки и исследований авторов статьи и получившим название объемной вибро-кавитационной технологии (ОВКТ).

Согласно ОВКТ, жидкую среду, растягивают любым известным способом, увеличивая ее объем от первоначального на определенную величину без учета упругой деформации, сочетая при этом растяжение со сжатием в режиме циклической нагрузки с отрицательным коэффициентом асимметрии цикла и частотой от 1 до 400 Гц.. Нагрузку прикладывают в вибро-резонансном режиме, учитывая массу среды и ее упругость в собственной частоте колебаний вибрирующей системы, которую образуют из объема собственно среды, ограниченного замкнутой емкостью, имеющей часть внутренней поверхности подвижной и связанной с силовым приводом. При этом, внутренние поверхности замкнутой емкости выполнены из материала с повышенным Ван-дер-Ваальсовским взаимодействием. Интенсивность кавитации регулируют величиной частоты и амплитуды изменения объема.

Принципиальным в ОВКТ является то, что возбуждение кавитации изменением объема жидкой среды в вибро-резонансном режиме позволяет получить устойчивое и регулируемое кавитационное поле, которое охватывает равномерно весь объем. Этому способствует и то, что связь между молекулами среды и материала поверхности стенки емкости выше прочности среды на разрыв или растяжение. Качество кавитационного поля, его энергонасыщенность в несколько раз больше, чем у аналогов. Гарантирует такое положение увеличение объема среды с амплитудой изменения этого объема более 0,1 мм. Так, при определенных условиях, амплитуда может достигать значений 2 – 5мм., что недостижимо никакими другими методами возбуждения кавитации. Следует отметить, что, для упрощения, под амплитудой изменения объема понимается амплитуда колебательного движения части подвижной внутренней поверхности емкости, имеющей постоянную площадь, в силу чего изменение объема может быть охарактеризовано его переменным геометрическим параметром, т.е. амплитудой колебательного движения подвижной части емкости. Энергоемкость процесса растяжения среды в ОВКТ при равных условиях на порядок ниже, чем у известных аналогов, за счет применения вибро-резонансного режима, в создании которого, как указывалось выше, учитываются масса среды и ее упругие свойства. При этом полностью исключаются потери энергии на гидродинамику, а передача энергии от источника возбуждения к кавитационному пузырьку осуществляется через весь объем жидкости одновременно, что исключает практически все реактивные силы (инерционные) и минимизирует активные (трение) - при переходе приложенной энергии в энергию кавитационного поля. Как указывалось выше, амплитуда изменения

объема характеризует суммарный объем пустот кавитационных пузырьков и изменением этой амплитуды в сочетании с изменением частоты можно гибко и в широких пределах регулировать интенсивность и, следовательно, технологические возможности кавитационного процесса, что недоступно никакому другому способу возбуждения кавитации.

Появление ОВКТ и создание соответствующих машин и оборудования позволяет поставить на повестку дня практическую возможность успешного решения ряда энергосберегающих и экологических проблем, в частности, существующую дезактивацию радиоактивных отходов, повышение экологической чистоты сжигаемых углеводородных топлив (мазут, соляр, бензин, уголь и т.п.), уничтожение отравляющих веществ, обеззараживание сточных вод и т.д. Ниже в качестве примера предлагаются пути решения ряда вышеназванных экологических проблем путем использования кавитационного потенциала ОВКТ.

Так, предпосылками к созданию промышленного оборудования для существенной дезактивации радиоактивных отходов являются уже имеющиеся результаты исследований гидродинамических и ультразвуковых процессов при кавитационной обработке воды, содержащей определенные добавки. Исследования ряда авторов показали увеличение радиоактивного фона с одновременным выделением тепловой энергии, что свидетельствует о ядерных процессах протекающих при кавитационной обработке жидкости и следует из следующих публикаций [1, 2, 3, 4, 5].

Приведенные данные разрушают сложившийся стереотип в практике ядерной энергетики о том, что единственно возможным, энергетически и экономически эффективным методом возбуждения ядерной реакции является создание условий **цепной реакции** (реакции самовозбуждения).

Известно из областей радиохимии и ядерной физики, что дезактивирование атомов и ядер вещества, к каковым относятся и радиоактивные отходы, может быть осуществлено путем дополнительной активации или возбуждения, т.е. сообщения веществу дополнительной энергии, способной активировать частицы настолько, что уровень внутренней энергии превысит энергию порога деления этих частиц и приведет к ее дезактивации, т.е. частичному либо полному распаду.

В качестве основы нового способа дезактивации и утилизации радиоактивных отходов предлагается использовать дополнительную активацию (возбуждение) с помощью ОВКТ. При осуществлении кавитации в жидкой среде, содержащей радиоактивные отходы молекулам и атомам радиоактивного вещества сообщается некоторая избыточная энергия (энергия активации), которая позволит им преодолеть энергетический барьер внутренних связей. Возбужденные молекулы и атомы нестабильны и происходит их распад, либо они вступают во взаимодействие с окружающими молекулами. В результате образуются ионы, атомы и радикалы, т.е. промежуточные частицы радиационно – химических реакций, которые также являются нестабильными. Увеличение интенсивности возбуждения или ионизации ведут к распаду и промежуточных частиц, увеличивая степень дезактивации.

Таким образом, имеются реальные предпосылки для создания технологии преобразования внутренней энергии связи определенного класса веществ в тепловую энергию путем их кавитационной обработки в жидкой среде.

Продолжением развития данной темы является технология применения ОВКТ для сжигания радиоактивного необогащенного топлива (ядерный ОВК-реактор).

Установка ядерного ОВК-реактора по дезактивации и утилизации радиоактивных отходов или сжигания радиоактивного необогащенного топлива может представлять

собой замкнутый контур циркуляции жидкой среды с примесью радиоактивных отходов или необогащенного топлива. В состав контура входит ОВК-реактор и теплообменник.

При этом жидкая среда (эмульсия или суспензия) с примесью ядерных отходов или радиоактивного необогащенного топлива прокачивается через ОВК-реактор и теплообменник. В процессе работы происходит кавитационное возбуждение ядерных реакций в жидкой среде с примесью слабо радиоактивных материалов с концентрацией, значительно ниже критической (десятые или сотые доли процента). Затрачивая на возбуждение определенное количество электроэнергии, ОВК-реактор может выделять тепловой энергии на порядки больше за счет преобразования энергии радиоактивного распада элементов, содержащихся в теплоносителе напрямую в тепло. Так как распад радиоактивных изотопов связан с большим выделением тепловой энергии, то отобранное тепло может быть использовано для бытовых и промышленных целей.

При этом предлагаемый ядерный ОВК-реактор по безопасности должен значительно превосходить нынешние ядерные реакторы из-за незначительной концентрации радиоактивного топлива и физической невозможности его перегрева, т.к. при повышении температуры процесс кавитационного возбуждения по физическим причинам, происходящим в жидкой фазе, автоматически прекращается.

В процессе работы для сохранения коэффициента преобразования (отношение полученной энергии к затраченной) необходимо поддерживать заданную концентрацию радиоактивного топлива в процессе его «выгорания». При выводе ядерного ОВК-реактора из эксплуатации возможен режим «дожигания», при котором радиационное излучение смеси может доводиться до величин, близких к предельно допустимым нормам. Это означает, что предлагаемый реактор оказывается практически безотходным.

Другим примером применения кавитации в решении экологических задач является использование ОВКТ для получения гидротоплива, имеющее экспериментальное подтверждение на установке, предназначенной для перемешивания топливного мазута и воды.

Содержание воды варьировалось от 5% до 46% от объема полученного гидротоплива, причем при содержании воды в продукте до 35% температура его горения не падала, а оставалась на уровне температуры горения чистого мазута. Энергозатраты приготовления смеси составили 1,0 кВт на тонну топлива. Полученное новое углеводородное топливо, как показали исследования, является не эмульсией в ее классическом понимании, а однородным веществом, в котором обычными методами не обнаруживается вода (при объеме ее добавки в топливо до 30%). Более того, полученное таким образом гидротопливо сохраняло свои свойства и не расслаивалось в течение года. Важным фактором, вытекающем из способности гидротоплива не расслаиваться во времени, является возможность получения его впрок и транспортирования в цистернах или трубопроводах из мест централизованного приготовления. Среди особо значимых преимуществ, которые дает гидротопливо, полученное с помощью ОВКТ, следует отметить большую экологическую чистоту продуктов его сгорания. Значительно снижается содержание вредных выбросов в атмосферу:

- CO, сажи и углеводородов (в том числе, канцерогенных) в 2-3 раза;
- оксидов азота на 15-25%;
- тепловых выбросов до 20%,

а также при этом:

- увеличивается интенсификация горения (гидротопливо при горении ведет себя подобно газу, цвет пламени голубой, без копоти);
- ликвидируются пульсации факела;
- резко уменьшается коксование форсунок;
- уменьшается нагарообразование;
- появляется возможность сжигать горючие жидкие отходы – сбросных вод, отработанных масел и т.п.;
- повышается надежность эксплуатации оборудования.

Данное направление ОВКТ также может использоваться для глубокой гидратации топлива – бензина, керосина, дизельного топлива, масла и т.п., что позволит уменьшить расход топлива и уменьшить вредные выбросы.

Эффективность применения ОВКТ, относительная простота конструкции и надежность установок на ее базе позволяет широко использовать их для обработки суспензий, в том числе и с твердыми частицами. Это обстоятельство позволяет создать установки для получения синтетического жидкого топлива.

При кавитационной обработке суспензии с частицами, в состав которых входят углеводородные включения, например, бурый уголь, торф и т.п., из-за физико-химических свойств углеводородов, в первую очередь происходит разрушение молекулярных цепей углеводородов на более мелкие фрагменты с последующим их связыванием радикалами воды. После чего оставшийся твердый шлам отделяется. В результате получается новое углеводородное топливо. Новые виды углеводородного гидротоплива можно получать при вибро-кавитационной обработке:

- угля, в том числе обедненного (бурого), в жидкое топливо непосредственно в шахте с использованием грунтовых вод;
- торфа и других растительных отходов на месте их расположения (залежей);
- тяжелых фракций нефти и т.п. с получением жидкого топлива;
- органических отходов в сельском хозяйстве (животноводство), в пищевой промышленности и в городском хозяйстве (очистные станции, свалки) с получением жидкого топлива.

Остановимся на наиболее актуальной экологической проблеме – обеззараживании сточных вод.

Существующая классическая технология очистки сточных вод имеет сложную биотехническую структуру. Системы очистки, в основном имеют:

- механические решетки с системами самоочистки и дополнительное оборудование);
- эрлифт избыточного ила;
- несколько зон системы аэрации и блоков плоскостной загрузки, где протекают процессы аэробно-аноксидного окисления органических веществ, нитрификации, денитрификации и биологической дефосфотации;
- отстойник активного ила, блоки тонкослойного отстаивания, несколько эрлифтов активного ила и лотки осветленной воды;
- систему доочистки и обеззараживания;
- систему обезвоживания осадка и избыточного активного ила на центрипрессах и центрифугах.

В настоящее время очистные сооружения не обеспечивают полной очистки от биогенных веществ, тяжелых металлов, азота, фосфора и токсичных стойких органических веществ тем самым нарушается Хельсинская конвенция по защите морской среды района Балтийского моря.

Осуществление полной очистки связано со значительными капитальными вложениями и технологическими трудностями.

Классические очистные сооружения занимают значительные площади, имеют слабую устойчивость к залповым выбросам сточных вод из-за длительного цикла биологической очистки - время нахождения сточной воды в очистных сооружениях составляет от нескольких десятков часов до нескольких суток. В зависимости от состава сточных вод требуются дополнительные специализированные системы доочистки и дезинфекции. Очистные сооружения имеют значительное количество дополнительного специализированного оборудования.

Для обеспечения экологической безопасности, повышения уровня защиты населения и территорий от воздействия факторов загрязнения окружающей среды в результате жизнедеятельности человека в новой технологии необходимо решить следующие задачи:

- повысить степень очистки и обеспечить полную дезинфекцию сточных вод.
- осуществлять очистку сточных вод в режиме реального времени.
- повысить устойчивость очистных сооружений от залповых выбросов сточных вод.
- в одном технологическом цикле осуществлять очистку и дезинфекцию сточных вод различного химического состава (обеспечить универсальность).
- в несколько раз уменьшить занимаемые площади и минимизировать вредные испарения.
- осуществлять вторичное использование в хозяйственной деятельности отходов, получаемых в процессе очистки сточных вод, например, использовать в качестве энергетического топлива.

Решение поставленных задач может быть решено на основе нового технологического направления – ОВКТ, включающего разработку и серийное производство соответствующих машин и комплексов такого назначения

Наличие таких технологических возможностей (температура, давление) делает кавитацию мощным инструментом воздействия на различные объекты с целью изменения их физико-химического состояния. Скорости нагрева и охлаждения жидкости во время кавитации превышают 10^9 °С/с. При воздействии кавитации в жидкой среде органические соединения интенсивно разлагаются, неорганические - окисляются. При кавитационной обработке суспензии с частицами, в состав которых входят углеводородные включения, например, бытовые, фекальные, нефтепродуктов и т.п., из-за физико-химических свойств углеводородов их молекулы разрушаются на более устойчивые мелкие молекулярные фрагменты и связываются с радикалами воды. При этом разрушаются практически все аминокислоты, бактерии и вирусы, а также окисляется большинство химических элементов и металлов, т.е. происходит дезинфекция жидкости.

В результате кавитационной обработки сточных вод получается большое количество гидролизованных углеводородов, являющиеся хорошим топливом (гидротопливом), способным заменить частично или полностью традиционные топлива из нефтепродуктов.

Список литературы: 1. «Нейтронное излучение, а также γ+β-излучение при работе активатора выше, чем естественный фон. Это свидетельствует о том, что при осуществлении предлагаемого способа в кавитационных процессах в жидкости протекают ядерные реакции.» - патент РФ №2054604, F24J 3/00, G21B 1/00, "Способ получения энергии", 1995, / Кладов А.Ф. **2.** «Жесткое γ-излучение квантов 5,49 МэВ,

рождающееся при ядерной реакции было зарегистрировано экспериментально при работе вихревого теплогенератора.» - патент РФ №2165054, F24J 3/00, "Способ получения тепла", 2000, / Кладов А.Ф., Толмачев Г.Ф., Фоминский Л.П. **3.** Успешно испытан реактор, в котором при истечении через тонкое отверстие диэлектрической легкой воды с примесью 1% тяжелой воды, в результате выделяется в 20 раз больше энергии, чем затрачивается на его работу - патент РФ №2152083, G21C 1/00, "Ядерный реактор", 1998, / Колдамасов А.И. **4.** «Источником тепловой энергии служит энергия, выделяющаяся в зоне повышенного давления, в результате актов спорадического термоядерного синтеза ядер в плазме схлопывающихся кавитационных полостей.» - патент РФ №2142604, F24J 3/00, "Способ получения энергии и резонансный насос-теплогенератор", 1998, / Петраков А.Д. **5.** «Получение высокотемпературной плазмы и термоядерных реакций осуществляют в объеме жидкости, насыщенной дейтериево-тритиевой смесью, возбуждением ультразвуковых колебаний до получения устойчивого кавитационного пузырька при фокусировании энергии ультразвукового поля в области генерации пузырька.» - патент РФ №2096934, H05H 1/24, G21B 1/00, "Способ получения высокотемпературной плазмы и осуществления термоядерных реакций", 1995, / Маргулис М.А.

Сдано в редакцию 25.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

СТАТИСТИЧЕСКАЯ БАЗА ДАННЫХ КОМПЛЕКСА ЗАЩИТЫ И МОНИТОРИНГА «SIMON»

Добров В.Л., Игуменцев Е.А., Игуменцева Н.В. *(УИПА, ХНУРЭ, г. Харьков, Украина)*

The functioning algorithm, user interface and functionalities of the database of the vibromonitoring complex «Simon» is circumscribed. Applying of longation algorithm for database size diminution is rotined. The applied algorithms for searching imperfections of machinery and retrospective analysis vibrostate of the aggregate are reduced.

Общая постановка проблемы и ее связь с научно-практическими задачами. Интенсивное развитие газовой промышленности, сопровождающееся ростом протяженности газопроводных систем и их размещение в труднодоступных районах, предъявляет повышенные требования к надежности газотранспортного оборудования и снижению эксплуатационных затрат. Кардинальным средством решения этой проблемы в условиях ограниченности производственных и трудовых ресурсов является переход на наиболее прогрессивную систему эксплуатации оборудования по фактическому состоянию, предусматривающую проведение технического обслуживания (ТО), ремонта и управления на основе виброакустической информации, т.к. опыт проведения диагностических исследований показал, что параметры вибросигнала наиболее полно характеризуют техническое состояние ГПА.

Обзор публикаций и анализ нерешенных проблем. В настоящее время существующие методы предотвращения неконтролируемых отказов в процессе эксплуатации газотранспортного оборудования заключаются в том, что на базе физико-химических свойств материалов и анализа протекающих в каждом типе агрегатов процессов разрабатывают систему ТО различных уровней от профилактики до капитального ремонта и включают эту систему в паспорт изделия [1]. Усреднение

свойств материалов и протекающих процессов на уровне агрегата в целом приводит к тому, что повторяемость ТО не является оптимальной.

Цель исследований. Полное решение задачи оптимизации производственных затрат можно получить только с внедрением автоматических адаптивных систем диагностики с непрерывным контролем в реальном времени, с использованием комплекса автоматизированных систем и каналов связи [2]. При такой постановке задачи автоматизированный вибромониторинг составляет систему, включающую технические средства измерения параметров вибрации (датчики, преобразователи, каналы связи); технические средства сбора, накопления, передачи и обработки входной диагностической информации; комплекс алгоритмов, программ и баз данных, обеспечивающих функционирование системы.

Результаты исследований. Фирмой «Дигаз» по заданию УМГ «Киевтрансгаз» разработана автоматизированная система вибромониторинга газоперекачивающего агрегата ГПА-10 комплекс «Simon» [3]. По сравнению с существующими на данный момент системами комплекс «Simon» обладает уникальными возможностями обнаружения дефектов и защиты оборудования. Он соединяет в себе функций средств защиты и безопасности с возможностями обнаружения дефектов ГПА на ранних стадиях их развития. Комплекс выполняет защитную мониторизацию, вследствие чего система в состоянии защитить оборудование от внезапных поломок. Система способна обнаружить на ранних этапах развития зарождающийся дефект в ГПА, а имеющийся набор диагностических средств позволяет определить природу дефекта.

Комплекс виброконтроля «Simon» состоит из аппаратной и программной частей. Аппаратная часть [3] включает в себя четыре измерительных канала, в состав каждого из которых входит: вибропреобразователь, блок согласования и нормализации (БСН), контрольно-измерительный модуль (КИМ). Контрольно-измерительные модули собираются в контрольно-измерительном блоке (КИБ). Входной сигнал $x(t)$ функции времени t усиливается и оцифровывается, после этого над полученными значениями производится быстрое преобразование Фурье $X(f)$ в частотной области f для получения мгновенного спектра по каналу. Для того, что бы избежать влияния случайных составляющих при формировании спектра по каналу, рассчитанные мгновенные спектры усредняются во внутренней памяти КИМа. Для получения среднего спектрального сигнала за определенный промежуток времени, над сохраненными спектрами производиться быстрое преобразование Фурье финитной реализации по формуле:

$$X(f,T)=\int_0^T x(t)\exp(-j2\pi ft)dt, \qquad (1)$$

где T — конечное время финитной реализации; $j^2=-1$. Дискретная аппроксимация соотношения (1) есть:

$$X(f,T)=\Delta t\sum_{k=0}^{N-1} x_k \exp(j2\pi fk\Delta t), \qquad (2)$$

где $x_k=x(k\Delta t)$, $k=1,2,\ldots,N$; Δt — интервал времени между выборками; N — число наблюдений x_k.. Затем вычисляется математическое ожидание финитных реализаций, т.е. производится усреднение. Полученный усредненный спектр передается в персональный компьютер для последующей индикации и обработки.

Вторая составляющая часть комплекса — программа «SimonView» [3] — управляет работой аппаратной части, а также производит обработку измеряемых сигналов и отображение полученных результатов. Одной из основных функций

программной части является возможность ретроспективной обработки полученных и сохраненных данных с целью детального анализа и вынесения заключения о техническом состоянии оборудования. Эти функции выполняет специально разработанная составная часть комплекса — база данных.

Полученная от аппаратной части информация после предварительной обработки и индикации в режиме реального времени поступает для сохранения в модуль «База данных». Так как объем информации, который необходимо сохранить для полноценного ретроспективного виброанализа, достаточно большой, при разработке базы данных было принято решение об использовании специального алгоритма лонгирования. Функционирование этого алгоритма основано на том факте, что при достаточно частых измерениях вибосостояния агрегата вибохарактеристики (спектр вибросигнала и среднеквадратические значения (с.к.з.) вибрации) слабо изменяются и при записи в базу данных всей поступающей информации происходит дублирование информации.

Были введены экспериментально определенные граничные уровни, которые свидетельствуют о значительном изменении вибрационного состояния агрегата, и в базу данных записывается информация о спектрах и с.к.з. вибрации только в критичные (важные) моменты времени. Так, если коэффициент корреляции между ранее сохраненным спектром вибрации по какому-либо каналу и вновь поступившим более 0.8, то это означает, что вибрационное состояние по спектру вибрации данного канала изменилось незначительно. Если по всем каналам в данный момент времени произошли лишь незначительные изменения, то вновь поступивший пакет спектров не сохраняется. Аналогичный алгоритм используется и при сохранении данных по с.к.з. вибрации с тем отличием, что в данном случае пределом значимости изменений принимается вибрация размером 1 мм/с.

Приведенный алгоритм лонгирования позволил сократить объем информации, сохраняемой в базе данных, в сотни раз без потери значимых данных. Этот прием позволяет реже проводить архивацию сохраненной информации (в данном случае рекомендуется полное резервное копирование с последующим обнулением базы проводить один раз в год, а без лонгирования — один раз в месяц), улучшает оперативность работы программы за счет сокращения времени поиска необходимой информации.

Сохраненная в базе данных информация может использоваться для ретроспективного наблюдения за вибрационным техническим состоянием защищаемого агрегата. Есть возможность производить фильтрацию сохраненных данных, просматривая данные за текущий час, сутки, месяц, год или всю информацию без фильтрации. При выборе определенной записи в таблице сохраненных значений с.к.з. вибрации автоматически производится поиск сохраненных спектров, соответствующих выбранному временному диапазону. Таким образом, пользователь имеет полную информацию о состоянии агрегата на выбранный момент времени.

Перед отображением на мнемосхеме, сохраненная информация проходит несколько этапов обработки, причем алгоритм обработки зависит от типа информации. Значения с.к.з. вибрации используются для индикации (рис. 1) мгновенного вибрационного состояния ГПА в схематических точках крепления датчиков в виде выносок, а также в нижней части рабочего окна имеется возможность посмотреть значения с.к.з. вибрации во всей полосе частот $1 \div 1000$ Гц и в четырех заранее установленных полосах частот. Сохраненные спектры используются в качестве исходной информации для проведения дефектации и выявления зарождающихся дефектов.

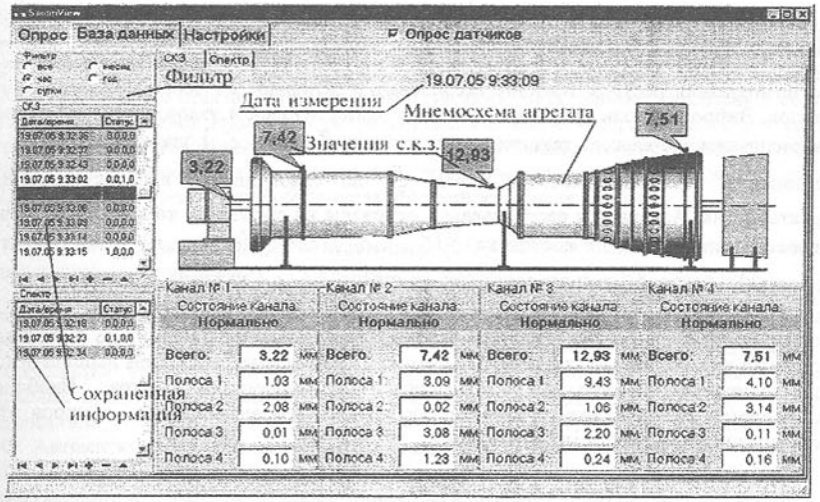


Рис. 1. База данных программно-аппаратного комплекса «Simon».

Для отображения сохраненных в базе данных спектров в программе выделена специальная вкладка "Спектр" (рис. 2), которая разделена на две основные части — отображение текущих спектров по каналам и отображение результатов дефектации.

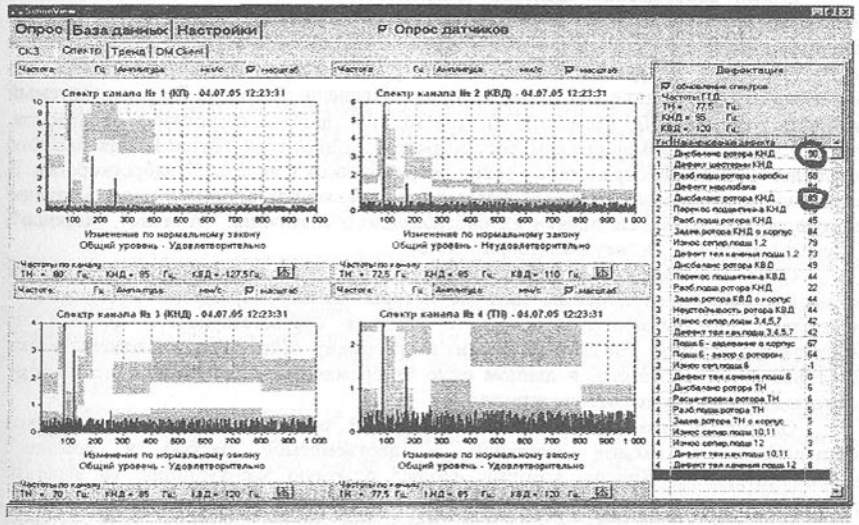


Рис. 2. Вкладка отображения спектров и результатов дефектации.

Поиск дефектов реализован с использованием алгоритмов и масок, описанных в [4]. Заключительной стадией вибродиагностики является разработка методов определения технического состояния деталей и узлов ГПА, распознавания дефектов и прогнозирования ресурса. Методы исследований основаны на теории распознавания образов. Виброконтроль предаварийного состояния деталей и узлов интерпретируется как распознавание классов технических состояний $\overline{\xi}_j(\xi_{i,1},\ldots,\xi_{i,n})$, где $\xi_{i,k}(k=1,\ldots,n)$ — компоненты (признаки) вектора класса $\overline{\xi}_j$ по совокупности виброакустических характеристик. Алгоритмы распознавания основаны на сравнении той или иной меры близости распознаваемого состояния $\overline{\xi}_j(\xi_{i,1},\ldots,\xi_{i,n})$, где $\xi_{i,k}(k=1,\ldots,n)$ — компоненты (признаки) вектора технического состояния $\overline{\xi}_j$, с каждым классом. Здесь использовались простое сравнение в определенных частотных диапазонах, двоично-восьмеричные коды и коды чисел Фибоначчи в распределении амплитуд на различных частотных гармониках. Расстояние по Хеммингу и Евклидово расстояние используются для специально отобранных дискретных составляющих спектра. Наиболее используемой метой схожести является скалярное произведение двух векторов или нормированный коэффициент корреляции:

$$A_{ij}=\sum_{k=1}^{n}\xi_{ik}\xi_{jk}\left[\left(\sum_{k=1}^{n}\xi_{ik}^2\right)\left(\sum_{k=1}^{n}\xi_{jk}^2\right)\right]^{-1/2}. \qquad (3)$$

Применяются вероятностные оценки разности сравниваемых спектров во всем частотном диапазоне, где строятся гистограммы и вероятностные моменты распределения разности спектров.

Раздел отображения спектров представляет собой четыре отдельных окна, расположенных «каскадом». Каждое окно может быть развернуто на все рабочее поле двойным нажатием левой кнопки мыши. Кроме этого имеется возможность указателем мыши выделить любую составляющую спектр и посмотреть ее характеристики. Это все позволяет более детально изучить любой сохраненный спектр. Весь исследуемый диапазон частот (10 Гц ÷ 1 кГц) разбит на десять частотных диапазонов, соответствующих гармоническим составляющим конкретных роторов. Для каждого частотного диапазона определены уровни опорных масок в виде с.к.з. виброскорости. В зависимости от интенсивности спектральных составляющих вибрации предусмотрены следующие качественные оценки их вибрационного состояния: "отлично", "хорошо", "удовлетворительно" и "неудовлетворительно".

Окно отображения результатов дефекации представляет собой таблицу, в которой перечислены дефекты, наличие которых может определить программа, и показатели, показывающие вероятность наличия соответствующего дефекта на исследуемом агрегате. На данный момент в программу «SimonView» заложены маски 29 дефектов. Кроме этого, в данном окне отображаются определенные по спектру частоты вращения трех роторов агрегата.

Описанная база данных является составной частью программного комплекса «SimonView» и входит составной и неотъемлемой частью в комплекс вибромониторинга «Simon», который прошел опытную эксплуатацию на агрегате ст. № 3 КС «Зеньков» и ст. № 1 КС «Ромненская».

Выводы. Внедрение комплекса вибромониторинга «Simon», включающего технические средства измерения параметров вибрации, сбора, накопления, передачи и обработки входной диагностической информации, а также комплекс алгоритмов, программ и баз данных, позволило предложить решение задач оптимизации производственных затрат на техническое обслуживание ГПА и предотвращения неконтролируемых отказов в процессе эксплуатации. База данных, входящая в состав комплекса, позволяет проводить ретроспективный анализ вибрационного состояния газоперекачивающих агрегатов и в полном объеме проводить исследование причин отказов оборудования для предотвращения аварийных ситуаций и продления сроков эксплуатации дорогостоящего оборудования компрессорных станций.

Список литературы: **1.** Игуменцев Е.А., Марчук Я.С. Виброакустическая диагностика оборудования дальнего транспорта газа на объектах УМГ «Киевтрансгаз» // Информационные материалы семинара-выставки "Современные технологии и приборы наразрушающего контроля и техничсекой диагностики" — Харьков, 2002. — с.2-4. **2.** Игуменцев Е.А., Прокопенко Е.А., Марчук Я.С. Оптимизация технического обслуживания газоперекачивающих агрегатов // Збірка наукових праць III науково-технічної конференції "Приладобудування 2004: стан і перспективи". — Київ, 2004. С. 215 – 216. **3.** Игуменцев Е.А., Прокопенко Е.А., Марчук Я.С. Автоматизированная система вибродиагностики газоперекачивающих агрегатов ГПА – 10 // Материалы четвертой ежегодной Промышленной конференции с международным участием «Эффективность реализации научного ресурсного и промышленного потенциала в современных условиях». Славское, февраль 2004г. **4.** Игуменцев Е.А., Работягов В.И., Шмидт В.В. Методика вибродиагностики технического состояния газоперекачивающих агрегатов ГПА-10 и ГПА-10-01 в условиях эксплуатации на компрессорных станциях газовой промышленности // Техническая диагностика и неразрушающий контроль, № 1, 1996 г.

Сдано в редакцию 13.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

ВИЗНАЧЕННЯ ОСНОВНИХ ХАРАКТЕРИСТИК РУХУ РІЗЦЕВОГО ІНСТРУМЕНТУ ПРИ РОБОТІ ТОРОВИХ ПЛАНЕТАРНИХ ВИКОНАВЧИХ ОРГАНІВ ПОРОДОРУЙНУВАЛЬНИХ МАШИН

Довгаль Д. О. *(АДІ ДонНТУ, м. Горлівка, Україна)*

In article is considered nature and regularities of the spatial motion incisor installed on disk of torahs planetary executive units in process of their work. Exact parametric equations of the motion incisor of torahs planetary executive units are received with provision for inexactnesses, available in previous work. The possible forms path motion incisor and surfaces of the processing are determined depending on parameter of torahs planetary executive units.

Теоретичні дослідження та досвід промислового застосування планетарного способу руйнування гірничих порід, заснованого на здійсненні різцевим інструментом виконавчого органу одночасно двох чи більше обертальних рухи, довели, що цей спосіб має значні переваги перед розповсюдженим у даний час обертальним бурінням [1, 2]. Зокрема, найкращі результати, під час випробувань та експлуатації, за багатьма показниками, показали прохідницькі комбайни типу "Караганда" і "Урал", оснащені, так званими, торовими планетарними виконавчими органами (рис. 1). Проте, питання

про оптимальні умови взаємодії різцевого інструменту, встановленого на фрезеруючих дисках таких виконавчих органів з породним масивом, залишається маловивченим. Зокрема, немає чітких, однозначних залежностей що відображають взаємозв'язок геометрії різання й основних показників роботи торових планетарних виконавчих органів з їх конструктивними та кінематичними параметрами, практично відсутні системні рекомендації й геометрично обґрунтовані обмеження щодо вибору конструктивних і кінематичних параметрів, не обґрунтована в строгому вигляді відповідна методика проектування. Все це, у свою чергу, не дає змогу визначати найбільш раціональні режими роботи та схеми різання зазначених виконавчих органів. У зв'язку з цим є необхідність у проведенні глибоких і детальних досліджень у даному напрямку.

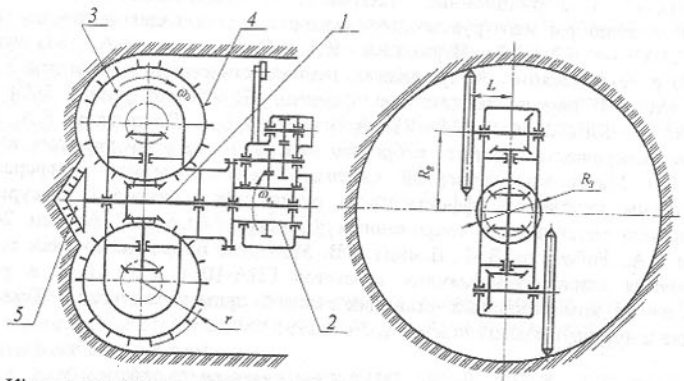


Рис. 1. Кінематична схема торового планетарного виконавчого органу: 1 – головний вал; 2 – водило; 3 – фрезеруючі диски; 4 – різці; 5 - забурник

Значною мірою, розв'язання перерахованих вище задач може бути здійснене завдяки застосуванню методів геометричного моделювання із залученням можливостей ПЕОМ, що дає змогу відтворювати будь-які умови роботи інструменту планетарного виконавчого органу, підвищити ефективність та вірогідність досліджень.

Основним визначальним фактором умов взаємодії різцевого інструменту з гірничим масивом є характер його руху, тобто форми траєкторій вздовж яких інструмент здійснює свій рух. Для визначення можливих форм траєкторій та здійснення повного кінематичного аналізу роботи інструменту торового планетарного виконавчого органу необхідно, перш за все, знати точні параметричні рівняння його руху.

Загальні параметричні рівняння кінематики руху різцевого інструменту планетарних виконавчих органів були отримані в роботі [3]. Вони мають наступний вигляд:

$$x = R_в \cos\varphi + r(\cos(\varphi\ i+\psi)\cos(\varphi+\alpha) \mp \sin(\varphi\ i+\psi)\sin\beta\sin(\varphi+\alpha));$$
$$y = R_в \sin\varphi + r(\cos(\varphi\ i+\psi)\sin(\varphi+\alpha) \pm \sin(\varphi\ i+\psi)\sin\beta\cos(\varphi+\alpha)); \quad (1)$$
$$z = \frac{h}{2\pi}\varphi \pm r\sin(\varphi\ i+\psi)\cos\beta,$$

де $R_в$ – радіус водила виконавчого органу (відстань від осі обертання водила до осі обертання фрезеруючого диску);

r – радіус фрезеруючого диска (визначається відстанню від осі обертання диска у відносному русі до точок установки інструментів на диску);

φ – кут повороту водила від початкового положення (параметр);

i – передаточне число планетарного механізму, що дорівнює відношенню кутової швидкості робочого диска до кутової швидкості водила;

Ψ – кут, що визначає положення інструмента на диску відносно початкового положення, прийнятого за нульове;

α, β – кути орієнтації фрезеруючого диску відповідно відносно вертикальної та горизонтальної площин;

h – величина подачі виконавчого органа за один оберт водила.

Перед деякими складовими рівнянь (1) стоїть по два знаки, які визначають схему, за якою працює виконавчий орган. Верхній знак означає, що напрямки обертання водила й фрезеруючих дисків, при розгляданні їх у площинах їхнього обертання, співпадають – це, так звана, сумуюча схема. Нижній знак, відповідно означає, що водило й фрезеруючі диски здійснюють обертання у протилежних напрямках, така схема роботи називається віднімаючою.

Що стосується рівнянь руху інструменту торових планетарних виконавчих органів, то вони були отримані як частковий випадок ($\alpha = 0$, $\beta = 0$), що випливає із загального, та мають вигляд [4]

$$x = (R_в + r\cos(\varphi\ i+\psi))\cos\varphi;$$
$$y = (R_в + r\cos(\varphi\ i+\psi))\sin\varphi; \quad (2)$$
$$z = \frac{h}{2\pi}\varphi \pm r\sin(\varphi\ i+\psi),$$

Однак, оскільки при виведенні цих рівнянь використовувалася загальна схема планетарного виконавчого органу (рис. 2), в них не було враховано конструктивні особливості розташування фрезеруючих дисків на водилі торового виконавчого органу (передбачено, що площина диску співпадає з вертикальною віссю водила). Тому, застосування рівнянь (2) для точного моделювання роботи різцевого інструменту існуючих конструкцій торових планетарних виконавчих органів, потребує деяких уточнень.

Розглянемо схему розташування фрезеруючого диску на водилі торового виконавчого органу відповідно рис. 1. На рис. 3 показано початкове положення водила з закріпленим на ньому фрезеруючим диском (положення *I*). При цьому площина диску зміщена відносно осі водила на відстань $L_к$, що обумовлено, як зазначалося, конструктивними особливостями виконавчого органу. Це у свою чергу призводить до того, що різцевий інструмент фрезеруючого диску розпочинає свій рух не з початкового положення (тобто не від вертикальної осі виконавчого органу) та під час роботи обробляє поверхню забою під деяким кутом, відмінним від прямого. Для з'ясування дійсного розташування фрезеруючого диску відносно поверхні забою, розташуємо диск таким чином, щоб центр його обертання співпадав з віссю водила у положенні *I* (положення *II*).

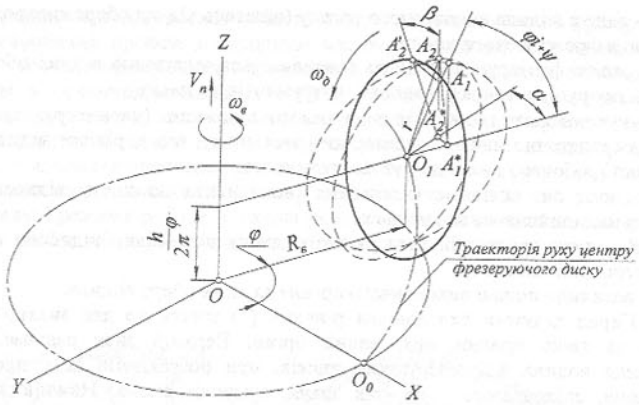


Рис. 2. Загальна схема до визначення параметрів планетарного виконавчого органу

В результаті цього з'являється можливість визначити кут, під яким фрезуруючий диск обробляє поверхню забою, цим кутом є $\angle CO_1'A' = \angle O_1'OB'$. Це той самий кут, що й α у загальних рівняннях (1), він визначається як

$$\alpha = \operatorname{arctg}\frac{L_к}{R_в}, \tag{3}$$

З рис. 3 також видно, що центр диску O_1 фактично розташований від центру виконавчого органу – точки O не на відстані $OB = R_в$, а на деякій іншій відстані $OO_1' = R$, яка дорівнює

$$R = \sqrt{R_в^2 + L_к^2}, \tag{4}$$

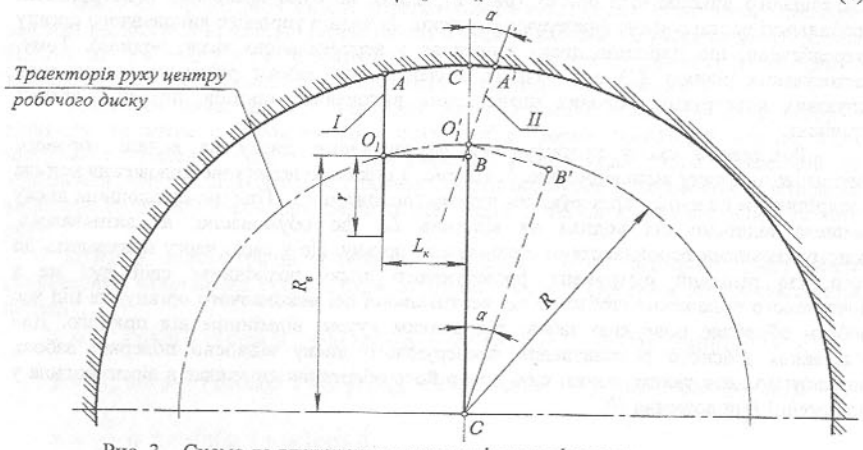


Рис. 3. Схема до визначення параметрів руху фрезеруючого диска

Тому, уточнені рівняння руху різцевого інструменту торового виконавчого органу можна оримати, підставивши у загальні рівняння (1) відповідні значення кутів α та β ($\beta = 0$), а замість $R_в$ – значення величини R, тоді отримаємо

$$\begin{aligned} x &= r\cos(\varphi i+\psi)\cos(\varphi-\alpha) + R\cos\varphi; \\ y &= r\cos(\varphi i+\psi)\sin(\varphi-\alpha) + R\sin\varphi; \\ z &= \frac{h}{2\pi}\varphi \pm r\sin(\varphi i+\psi), \end{aligned} \tag{5}$$

де α та R визначаються відповідно рівняннями (3) та (4).

Виходячи з викладеного, рівняння (5) можна назвати точними параметричними рівняннями руху різцевого інструменту торових планетарних виконавчих органів, оскільки в них враховані всі конструктивні та кінематичні параметри, що впливають на характер руху різцевого інструменту.

Далі розглянемо геометричні форми траекторій, що описує одиничний різцевий інструмент торового планетарного виконавчого органу.

Розглядаючи торовий планетарний виконавчий орган з геометричної точки зору, при $h = 0$, коло фрезеруючого диску та коло навколо якого воно обкочується можна визначити як рухому та нерухому центроїди. Тоді, різцевий інструмент, який жорстко зв'язаний з колом диску, у своєму русі буде описувати просторові циклоїдальні, або точніше епі- та гіпоциклоїдальні криві, що лежать на деякій поверхні.

Отже, для точного геометричного визначення характеру руху інструменту слід також з'ясувати форму поверхні на якій лежить множина траекторії його руху.

Встановлені на дисках даного виконавчого органу різці описують систему траекторій у межах відсіку простору, обмеженого зовні і зсередини поверхнями двох кругових циліндрів з центром O, відповідно радіусів $R + r\cos\alpha$ та $R - r\cos\alpha$ (рис. 2). Самі ж траекторії лежать на поверхні еліптичного тору. У цьому можна переконатися, розглядаючи обгинаючу поверхню однопараметричної множини проекцій кіл дисків з центрами, інцидентними колу O_1 ($R = OO_1$) на дану площину. Таке визначення поверхні-носія траекторій справедливе у випадку, якщо не брати до уваги величину подачі виконавчого органу на забій, яка досить мала, у порівнянні з двома іншими складовими руху інструменту. З урахуванням уведення величини подачі h, очевидно, що множина траекторій руху інструменту знаходиться на гвинтовій поверхні (еліптичному гелікоїдальному циліндрі) з напрямною – віссю OZ та твірними – еліпсами інцидентними проекціям кіл дисків на відповідні площини, центри яких лежать на циліндричній гвинтовій лінії з кроком h та радіусом R інцедентній гелісі гвинтової поверхні.

Торові планетарні виконавчі органи працюють у режимі переривчастого різання, який характеризується тим, що процес руйнування гірничого масиву чередується з виходами різцевого інструменту з контакту з породою, протягом яких різець охолоджується (рис. 4). А це у свою чергу обумовлює наявність так званих робочих та холостих ділянок траекторій руху інструменту, перші з яких розташовані на відсіку поверхні-носія, обмеженому кутом $\varphi_р$, величина якого залежить від радіусу забурника $R_з$.

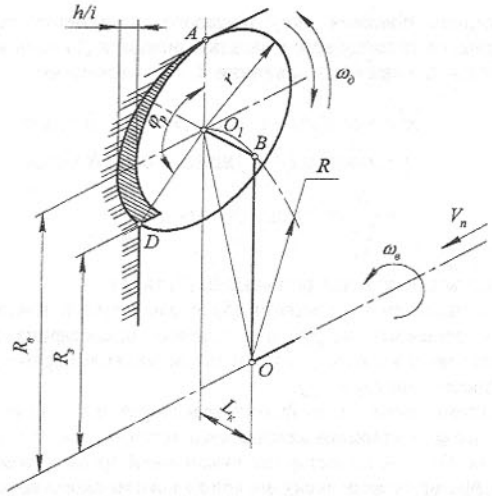


Рис. 4. Схема роботи фрезеруючого диска

Отже, просторовий рух інструменту торового планетарного виконавчого органу характеризується тороїдальними траєкторіями, тобто кожний різцевий інструмент, встановлений на фрезеруючих дисках описує просторові криві лінії, робочі ділянки яких при $h = 0$ лежать на відсіку торової поверхні, а при $h > 0$ – на відсіку гвинтової поверхні еліптичного гелікоїдального циліндра. Ці траєкторії являють собою просторові криві спіциклоїдального типу – при сумуючій схемі роботи та гіпоциклоїдального типу – при віднімаючій схемі роботи.

Форма просторових траєкторій інструменту залежить від наступних параметрів:

1.Від величини R та r, а також їх відношення

$$k = \frac{R}{r}, \qquad (6)$$

2.Від передаточного числа i планетарного механізму.

3.Від положення площини обертання фрезеруючого диску по відношенню до площини обертання водила, яке визначається кутом α.

Розглянемо деякі основні форми траєкторій, що описує інструмент, закріплений на диску торового планетарного виконавчого органу за один оберт водила.

При $k = 1$, $i = 3{,}5$, $\alpha = 10°$ інструмент здійснює рух по траєкторії, представленої на рис. 5 (суцільною лінією показана траєкторія інструменту при підсумовуючій схемі роботі виконавчого органу, а точечною – при віднімаючій). Ця траєкторія являє собою, як зазначалося, просторову криву епі-(гіпо-)циклоїдального типу, яка не замикається за один оберт водила. Інструмент при цьому обробляє майже всю поверхню забою.

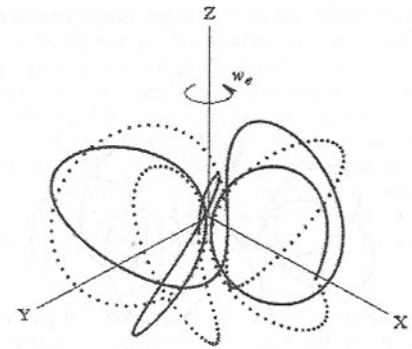


Рис. 5. Траєкторія руху інструменту торового планетарного виконавчого органу ($k = 1$, $i = 3{,}5$, $\alpha = 10°$)

Слід зазначити, що для забезпечення обробки всієї поверхні забою інструментом фрезеруючих дисків, необхідно, щоб співвідношення між конструктивними параметрами торового виконавчого органу виражалися залежністю

$$R = r\cos\alpha,$$

або, що те ж саме

$$k = \cos\alpha,$$

На рис. 6 представлена траєкторія руху інструменту при тих самих параметрах виконавчого органу що й на рис. 5, відрізняється лише значення коефіцієнта $k = 2$. При цьому інструмент обробляє лише периферійну частину забою, а його центральна частина залишається необробленою. Траєкторія у цьому випадку більш витягнута по поверхні обробки.

При значеннях параметрів виконавчого органу $k = 2$, $i = 7$, $\alpha = 10°$ інструмент рухається по траєкторії, що представлена на рис. 7. Ця крива є замкнутою, що обумовлено цілочисельним значенням передаточного числа i. У цьому випадку, при наступному оберті водила, інструмент рухається по тому ж сліду, що й при попередньому, на відстані h по осі OZ.

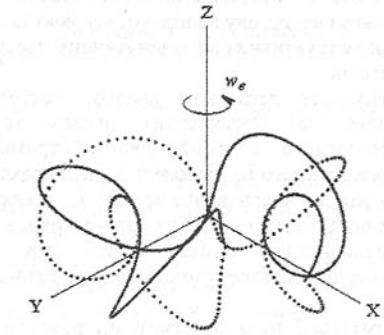


Рис. 6. Траєкторія руху інструменту торового планетарного виконавчого органу ($k = 2$, $i = 3{,}5$, $\alpha = 10°$)

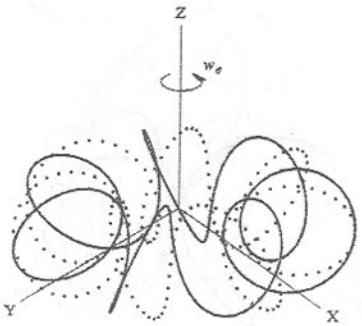


Рис. 7. Траекторія руху інструменту торового планетарного виконавчого органу ($k = 2$, $i = 7$, $\alpha = 10°$)

Отже, проаналізувавши основні форми траекторій різцевого інструменту торового планетарного виконавчого органу, можна зробити наступні зауваження:

1. Зі збільшенням значення коефіцієнта k, площа поверхні забою, що обробляється інструментом фрезеруючих дисків пропорційно зменшується, і навпаки – зі зменшенням k, площа поверхні обробки пропорційно збільшується. Це пояснюється тим, що величина k є кутовим коефіцієнтом лінії, заданої рівнянням (6), тому зміна його величини викликає пропорціональну зміну співвідношення між конструктивними параметрами виконавчого органу.

2. Істотною характеристикою траекторій руху інструменту слід вважати їх періодичність, що пов'язано з можливістю багаторазової проходки по одному й тому ж сліду при $\varphi \in [0; \infty)$. Так, із аналізу рівнянь (5), а також прикладів траекторій, наведених вище, випливає що замкнутістю за період 2π відрізняються криві з цілочисельними значеннями передаточного числа i. Траекторії, з нецілочисельними значеннями передаточних чисел замкнуті на кінцевому інтервалі зміни φ лише у тому випадку, якщо при завданні цілочисельного коефіцієнта λ, існує ціле i_0, таке, що $i_0 = i\lambda$; період замкнутості при цьому дорівнює $2\pi\lambda$. Така періодичність траекторій руху інструменту справедлива для всіх типів планетарних виконавчих органів.

3. При роботі виконавчого органу за підсумовуючою та віднімаючою схемами, при постійних значеннях конструктивних та кінематичних параметрів, спостерігається дзеркальна симетрія траекторій.

Таким чином, в результаті детального аналізу просторового руху різцевого інструменту, встановленого на фрезеруючих дисках торового планетарного виконавчого органу, проведеного в даній роботі, отримані уточнені загальні параметричні рівняння руху різцевого інструменту, в яких враховані всі конструктивні та кінематичні параметри даного виконавчого органу. Ці рівняння дають можливість виконати повний кінематичний аналіз торового планетарного виконавчого органу з метою встановлення раціональних співвідношень між конструктивними та кінематичними параметрами, що забезпечують найбільш оптимальні режими й умови роботи інструменту.

Встановлено, що траекторії руху різцевого інструменту торових планетарних виконавчих органів геометрично представляють собою тороїдальні просторові криві епі- та гіпоциклоїдального типу, форма яких визначається набором величин, що є

конструктивними та кінематичними параметрами виконавчого органу: коефіцієнтом k, передаточним числом i та кутом α. Визначена їх періодичність, без знання якої неможливе забезпечення раціональної сітки різання.

Аналіз диференціально-геометричних характеристик траекторій руху різцевого інструменту встановленого на фрезеруючих дисках торових планетарних виконавчих органів та їх зіставлення з фізичними умовами процесу руйнування гірничого масиву, що планується зробити у наступних роботах, дадуть можливість створити науково обґрунтовану методику призначення параметрів таких виконавчих органів, які забезпечують найбільш раціональні умови взаємодії різцевого інструменту з гірничим масовом, що у свою чергу, призведе до підвищення техніко-економічних показників породоруйнувальних машин в цілому.

Список літератури: **1.** Кизилов В. В. Исследование и выбор рациональных конструктивных и режимных параметров планетарных исполнительных органов проходческих комбайнов: Дис... канд. техн. наук: 05.05.06. - М., 1982. - 176 с. **2.** Рогожин А. Г., Довгаль Д. О., Уткіна Р. В. До питання щодо раціональної конструкції різцевих виконавчих органів породоруйнувальних машин // Матеріали IV Міжнародної науково-практичної конференції «Динаміка наукових досліджень `2005». Том 67. – Дніпропетровськ: Наука і освіта, 2005. – с. 44-48. **3.** Рогожин А. Г., Кізілов В. В., Довгаль Д. О. Визначення загальних рівнянь кінематики руху різцевого інструменту планетарних виконавчих органів породоруйнувальних машин // Вісник Хмельницького національного університету (Вісник Технологічного університету Поділля). Технічні науки. Том 1. - 2005. - №6. - с. 142-147. **4.** Рогожин А. Г., Довгаль Д. О. Визначення рівнянь кінематики руху різцевого інструменту торових планетарних виконавчих органів породоруйнувальних машин // Матеріали Міжнародної науково-практичної конференції "Дні науки '2005". Том 37. Техніка. – Дніпропетровськ: Наука і освіта, 2005. – с. 9-11.

Сдано в редакцию 13.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ОСНАСТКИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Долганов А.М., Иванова Т.Н.
(ОАО «Удмуртторф», г. Ижевск, ЧФ ПГТУ, г. Чайковский, Россия)

Designing of a magnetic device with internal cooling to fasten parts such as plates during grinding, increasing considerably technological possibilities of the given group devices is suggested.

Применение производительной и экономичной оснастки на металлорежущих станках имеет большое значение в механизации производства. К ним относятся магнитные приспособления для закрепления обрабатываемых деталей на плоскошлифовальных станках. Ни один из существующих способов закрепления шлифуемых деталей из магнитного материала по своей быстроте и простоте не может сравниться с закреплением деталей при помощи магнитного приспособления.

Они появились еще в конце XIX века и, безусловно, современные представители магнитных приспособлений более совершенны по своим характеристикам. Широкое

применение магнитных плит при плоском шлифовании объясняется, прежде всего, тем, что этот вид станочных приспособлений отличается достаточной простотой конструкции, отсутствием дефицитных материалов, высокой жесткостью и производительностью, удобством управления и автоматизации, а также позволяют осуществлять прецизионную обработку. Обрабатываемая деталь с большой магнитной проницаемостью (незакаленная, закаленная и легированная сталь, чугун, железо) своей опорной поверхностью прочно прикрепляется к приспособлению. Закрепление детали осуществляется не сосредоточенной нагрузкой зажимных элементов, а равномерным ее притяжением к установочной поверхности приспособления, что сводит к минимуму погрешность закрепления, повышая точность обработки. Закрепление и открепление детали осуществляется очень быстро простым включением или выключением электрического тока.

Постоянное совершенствование конструкций магнитных приспособлений дает основание утверждать, что использованы далеко еще не все резервы их возможностей и областей применения. Значительный вклад в теорию и практику использования магнитной технологической оснастки внесли такие ученые как О.Я. Константинов, А.Я. Верников, М.П. Рашкович, Л.Б. Ганзбург, Е.В. Комаров, Ю.И. Кузнецов, М.А. Любчик, Б.С. Сотсков и др., которыми проводится большая работа по совершенствованию, развитию и расширению области применения приспособлений магнитного типа.

Магнитное приспособление, являясь звеном технологического процесса, должно обеспечивать его реализацию и необходимые показатели. Основные требования к магнитным приспособлениям:

1. Анализ внешних сил или их составляющих, действующих на систему приспособление – закрепленная обрабатываемая деталь, влияющих на процесс крепления, т.е. либо способствуют, либо препятствуют энергетической связи изделий с приспособлением.

Из всех перемещающих приспособление сил $F_п$ выделяют те силы, которые сообщают приспособлению с деталями ускоренные, замедленные (силы $F_{п.а.}$) либо вращательные (силы $F_{п.ц}$) движения, поскольку в первых двух случаях возникают инерционные, а в третьем – центробежные силы, воздействующие на связь изделий с приспособлением. При этом следует учитывать характер, место и направление приложения указанных сил, а также их изменения в процессе эксплуатации.

Технологические усилия $F_т$ определяются силой резания P_Z и весом G. Силовые требования технологического процесса к приспособлению могут быть выражены векторной суммой рассмотренных сил в функции времени t в общем виде:

$$\overline{F}_{п.а} + \overline{F}_{п.ц} + \overline{G} + \overline{P}_Z = \overline{F}(t). \qquad (1)$$

Вектор суммы разложим на две составляющие: нормальную $\overline{F}_н(t)$ к рабочей поверхности приспособления и касательную $\overline{F}_к(t)$ к этой поверхности. Векторы магнитной удерживающей силы $\overline{P}_{уд}$ и $\overline{F}_н(t)$ - коллинеарны и между их модулями в любой момент времени должно соблюдаться соотношение:

$$P_{уд}(t) = kF_н(t), \qquad (2)$$

где k – коэффициент запаса по удерживающей силе, который в зависимости от вида технологического процесса обычно выбирают в пределах k = 1,5 - 2,5.

Если соблюдается равенство (2), то выполняется требование к сопротивлению на отрыв изделий от приспособления.

При эксплуатации может иметь место сдвиг изделия вдоль рабочей поверхности, либо его проворот вокруг некоторой оси, либо опрокидывание под действием внешних усилий. Сдвигающей силе $\overline{F}_к(t)$ оказывает сопротивление сила трения $\overline{F}_{тр}$, возникающая под действием векторной суммы нормальных сил:

$$F_{тр} = k_{тр}\left|\overline{P}_у + \overline{F}_н\right|, \qquad (3)$$

где $k_{тр}$ – коэффициент трения скольжения детали по рабочей поверхности приспособления.

Требования к сопротивлению на сдвиг изделия, закрепленного на магнитном приспособлении, может быть выражено выражением:

$$kF_к(t) = k_{тр}\left|\overline{P}_{уд} + \overline{F}_н\right|. \qquad (4)$$

Внешние силы могут опрокинуть закрепленную деталь относительно оси, принадлежащей рабочей поверхности и проходящей через одну из точек X_1 (рис. 1).

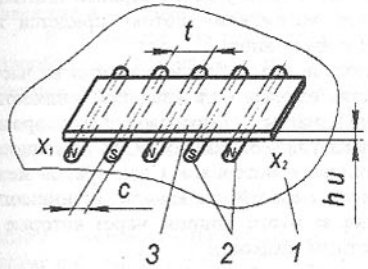


Рис. 1. Сечение плоской детали, закрепленной на магнитном приспособлении: 1 – рабочая поверхность приспособления, 2 – его полюсы, 3 – обрабатываемая деталь.

Деталь не опрокинется, если момент суммарной нормальной силы $\overline{P}_у + \overline{F}_н$ относительно X_1 больше момента силы $\overline{F}_к$ относительно этой точки. Учитывая, что точка X_1 всегда лежит на рабочей поверхности, тогда:

$$M_{x1}\left(\overline{P}_{уд} + \overline{F}_н\right) = kM_{x1}\left(\overline{F}_к\right). \qquad (5)$$

Чем выше над рабочей поверхностью приложены внешние усилия и, в частности, чем выше сами закрепляемые детали, тем больше вероятность их опрокидывания. Высота детали должна быть больше, чем 0,7 диаметра или ширины опорной поверхности, тогда опрокидывание не произойдет.

2. При определенных сочетаниях конструктивных особенностей магнитных приспособлений необходимо определить, прежде всего, возможность его использования при заданных условиях на операции шлифования. В первую очередь это определяется величиной магнитной удерживающей силы, действующей на плоскую деталь. На этот основной показатель влияют противоречивые факторы: конструктивные, технологические и эксплуатационные.

К конструктивным факторам относятся конструкция приспособления и его элементов, включающих вид источника магнитного поля, параметры магнитопровода, полюсный рисунок и т.п.; технология изготовления и сборки элементов приспособления, материалы из которых оно изготовлено. К технологическим факторам относятся качество и точность изготовления и сборки элементов приспособления, достоверность и качество технического контроля его параметров в процессе и после изготовления. К эксплуатационным факторам относятся характеристики закрепляемых деталей, включающие их материал, форму, размеры, параметры опорной поверхности, степень загрузки приспособления, изменение его характеристик в процессе эксплуатации и другие факторы, связанные с использованием приспособления [1].

Разработку магнитного приспособления следует осуществлять по условию крепления деталей с необходимыми минимальными размерами опорных поверхностей. Что касается деталей с максимальными опорными размерами, то для них некоторое снижение удельных сил притяжения, как правило, не сказывается на надежности крепления, поскольку абсолютные значения указанных сил для таких изделий обычно выше требуемых технологическим процессом [3]. Сила, с которой закрепляется обрабатываемая деталь на магнитную плиту, зависит не только от удельного притяжения, но и от размеров и расположения детали, т.к. в зависимости от указанных параметров изменяется величина магнитного потока, проходящего через закрепляемую деталь. Деталь будет закреплена надежно тогда, когда она покроет два соседних участка верхней плиты. Если деталь перекроет лишь один участок верхней плиты, то сила притяжения значительно уменьшится, т.к. магнитному потоку придется при замыкании пробивать воздух или диамагнитные зоны припоя.

Одним из серьезных недостатков магнитных приспособлений является их частое повреждение, которое вызывается в большинстве случаев охлаждающей жидкостью, попадающей через мельчайшие щели внутрь плиты и производящей короткое замыкание в обмотках катушек. Для изоляции катушек от жидкости их помещают в специальные кожуха, изготовленные из диамагнитного материала. Слои припоя между вставками и стенками верхней плиты часто имеют мельчайшие каналы, возникающие при охлаждении или недостаточно качественно залитого припоя, через которые во внутреннюю полость плиты также попадают частицы жидкости.

Другим недостатком магнитных приспособлений является нагрев теплом, которое выделяется в процессе резания и передается ему через деталь. Нагрев приводит к деформации приспособления, в результате расширение приспособления неизбежно. Нагрев магнитных приспособлений может быть сведен к минимуму (превышение температуры не более 10 – 15^0 С) и влияние температуры нагрева на точность обрабатываемых деталей может быть минимальным за счет понижения температуры элементов приспособления, что приводит к увеличению скорости отвода тепла от электромагнитных катушек, что, в свою очередь, позволяет допустить повышение температуры нагрева электромагнитных катушек до 40 – 50^0 С вместо 10 – 20^0 С и тем самым увеличивается мощность приспособления при тех же точностных характеристиках. Эта же мера позволит при той же мощности и точности увеличить число полюсов за счет уменьшения размеров электромагнитных катушек, что приведет в конечном итоге к повышению технологических и эксплуатационных характеристик электромагнитной оснастки.

Из трех источников тепловыделения (электрооборудование станка, в том числе электромагнитное приспособление; процесс резания; процесс трения деталей и жидкости в станке) электромагнитное приспособление выделяет значительную часть

теплоты, с чем приходится считаться. Количественная оценка теплоты, выделенная магнитным приспособлением, (в калориях) может быть произведена:

$$Q_T = 0{,}24 t_p \sum_1^n I^2 R, \qquad (6)$$

где I – сила тока, протекающего через электромагнитную катушку, А;

R – сопротивление катушки, Ом;

t_p – время работы плиты, с;

n – число катушек.

Вместе с приспособлением нагревается также и закрепленная на нем обрабатываемая деталь и узел станка, на котором оно установлено. Очевидно, что вследствие теплового расширения все эти элементы подвергаются тепловой деформации, результатом которой явится погрешность обработки детали, причем величина этой погрешности будет тем больше, чем выше температура нагрева приспособления. Поэтому вопрос о нагреве электромагнитного приспособления в процессе его эксплуатации имеет практическое значение.

Степень нагрева электромагнитного приспособления, которую можно рассматривать как тело с внутренним источником тепловой энергии и контактирующихся с ней обрабатываемой детали и узлов станка, определяется характером теплообмена между ними и окружающим воздухом. Теплообмен нагретого тела с окружающей средой может происходить за счет теплопроводности (кондукции), конвекции и теплового излучения [2].

В процессе нагрева тела рост его температуры, вследствие усиления теплообмена, постепенно замедляется, пока совсем не прекращается. Установившаяся величина превышения температуры τ_y непрерывно нагреваемой приспособления (рассматривается нагрев приспособления только за счет джоулева тепла) над температурой окружающей среды (воздуха) может быть определена как:

$$\tau_y = \frac{P}{qS},$$

(7)где P – мощность, потребляемая электромагнитным приспособлением при заданном режиме работы, Вт ($P = uI$);

S – общая площадь поверхностей приспособления, отдающих тепло конвекцией, лучеиспусканием и кондукцией, дм^2,

Q – обобщенный коэффициент теплоотдачи, учитывающий все способы передачи тепла в окружающую среду, Вт/дм^2·град.

При включении электромагнитного приспособления в сеть температура его повышается постепенно, следуя экспоненциальному закону:

$$\tau = \tau_y \left(1 - e^{\frac{t}{T_н}}\right), \qquad (8)$$

где t – время нагрева плиты;

$T_н$ – постоянная времени нагрева;

τ_y - установившееся значение температуры

При эксплуатации электромагнитного приспособления необходимо рассматривать не изолированно, а как часть тепловой системы, в которую входят стол станка, отводящей тепло от приспособления за счет теплопроводности, станина и т.д. Влиянием на нагрев приспособления обрабатываемой детали, размеры и масса которой малы по сравнению с другими элементами тепловой системы, и температура нагрева

которой практически равна температуре зеркала адаптерной плиты, можно пренебречь. Необходимо учитывать также, что приспособление нагревается только тогда, когда она включено, т.е. во время обработки деталей. Поэтому величина превышения температуры τ_y в практических условиях эксплуатации плиты никогда не достигается.

Теоретический расчет теплового режима работы электромагнитного приспособления связан с большими трудностями, которые усугубляются еще и тем, что величина коэффициента теплоотдачи q, входящего в формулу (7), зависит от большого количества разнообразных факторов, и для магнитных приспособлений достаточно точных значений этого коэффициента в настоящее время нет. Не менее сложно и нахождение величины $T_н$ в выражении (8). Поэтому теоретический расчет для практических целей малопригоден, а его результаты недостаточно надежны.

Сложность и ненадежность теоретического расчета явились причинами, обусловившими проведение экспериментального исследования теплового режима работы электромагнитного приспособления. По результатам этого исследования необходимо было получить такие экспериментальные данные, которые позволили бы в дальнейшем с достаточной для практики точностью (без вычислений и предварительных экспериментов) определять температуру нагрева оснастки по параметрам: размерам плиты, потребляемой мощности или режимов шлифования.

Получение экспериментальной информации требует присутствия в электромагнитном приспособлении средств измерения температуры. Не всегда в приспособлениях имеется комплект таких средств, объединяемых в штатную систему теплового контроля; каждый измерительный элемент этой системы подвергается периодическому или непрерывному опросу в процессе эксплуатации приспособления и при его испытаниях. Текущие измерения температуры при эксплуатации выполняются с целью предупреждения аварийных ситуаций и предполагают сопоставление достигнутых температур с предельно допустимыми.

Тепловые испытания отличаются большей целенаправленностью: в их задачи уже входит опытное установление зависимостей температуры различных частей приспособления от нагрузки и от некоторых других параметров, которые могут изменяться в процессе эксплуатации. Результаты измерений сравнивают с действующими нормами, после чего делается вывод о степени работоспособности испытанного приспособления.

Обстановка резко меняется, когда имеем дело с опытными образцами приспособлений новых серий или с приспособлениями, предназначенными для эксплуатации в новых, еще не изученных режимах или при применении новых инструментов. Здесь показания ограниченного числа штатных измерительных элементов не способны создать полноценного представления о термических качествах приспособления. Тогда тепловые испытания перестают выполнять свое назначение, поскольку их результаты не достаточны для суждения о пригодности приспособления к нормальной эксплуатации. В подобных случаях требуется тщательное изучение температурного поля оснастки, основанное на показаниях многочисленных измерителей температуры, дополняющих штатную систему теплового контроля. Испытание способно установить степень соответствия термического состояния данного электромагнитного приспособления каким-либо предварительно заданным условиям или требованиям. Кроме того, проведение измерений сопряжено с необходимой оценкой их достоверности. Сюда входит также анализ требований к процедуре опыта (длительность режима, стабильность исходных параметров). Указанные оценки требуют изучения механизма физических взаимодействий измерительной системы с объектом. Обработка опытных данных должна способствовать выявлению

закономерностей, которые не всегда с очевидностью следуют из первичных материалов измерений. В опытных данных о нагреве магнитных приспособлений искомые закономерности нередко бывают затенены действием случайных факторов, и здесь крайне важно основываться на научном анализе статистических явлений, позволяющем избегать субъективных оценок.

Измерения температуры нагрева электромагнитного приспособления при шлифовании производили для трех случаев: в сухую, с СОЖ поливом, и применении магнитного приспособления с внутренним охлаждением [3]. Шлифование производилось торцом алмазного круга 4А 250х32х25 АС6 100/80 М1-01 4 на режимах: $V_{кр}$ = 20 м/с, $S_{пр}$ = 1,0 м/мин, t = 0,1 мм. Обрабатываемый материал сталь ХВГ. Электромагнитные приспособления устанавливались на стол плоско-шлифовального станка мод. 3Е711В. Температура регистрировалась через каждые 7 мин. работы.

При тепловых испытаниях электромагнитного приспособления измерение температуры теплоносителей производится, как правило, в зонах ненагретой среды и в зонах с максимальной температурой среды. При испытаниях приспособления с внутренним охлаждением еще и подвергается измерению температура охлаждающей среды – хладагента в змеевике.

Измерение температуры внутри электромагнитного приспособления производилось термометрическими зондами с теплоизолированной по краям термопарой в трех разных точках, расположенных по высоте намотки и посередине ее длины. Горячий спай термопар помещали между витками катушек при их намотке, а холодный спай – в термостате. Параллельно с непосредственным измерением температуры с помощью термопар производилось определение средней величины превышения температуры нагрева намоток плит над температурой окружающей среды методом сопротивления. С наружи измерение температуры нагрева адаптерной плиты производилось с помощью термометров, устанавливаемых на стойках.

Измерение температуры хладагента, подаваемого внутрь магнитного приспособления, имеет свои особенности. Во-первых, истинные температуры хладагента в различных точках змеевика не одинаковы. Во-вторых, измерения сопровождаются погрешностями, преимущественно термической природы. Поэтому здесь необходимо подходить более ответственно к выбору измерительных сечений в змеевике циркуляции хладагента. Так, установка температурных детекторов в зонах холодного хладагента желательна, по меньшей мере, на трех участках: непосредственно после выхода из холодильной камеры, перед входом в каналы, находящиеся между электромагнитными катушками, и непосредственно между сердечниками в адаптерной плите. Возможная неравномерность в распределении температуры хладагента по измерительному сечению змеевика требует размещения в нем нескольких точечных измерительных элементов (от 5 до 20). Измерение температуры хладагента производилось термопарами и термометрами сопротивления, при этом провода закреплялись так, чтобы участок провода целиком омывался потоком исследуемого хладагента. Результаты измерений представлены графически (рис. 2, 3): 1 – при шлифовании в сухую, 2 – при шлифовании с СОЖ поливом, 3 – при шлифовании на магнитном приспособлении с внутренним охлаждением.

Зависимости повышения температуры нагрева приспособления от мощности Р для различных размеров плит показывают (рис. 2), что с увеличением потребляемой мощности Р температура нагрева уменьшается в зависимости от применяемого приспособления. С ростом потребляемой мощности увеличение температуры замедляется и при больших значениях Р коэффициент теплоотдачи стабилизируется.

С увеличением размеров приспособлений температура нагрева электромагнитного приспособления уменьшается (рис. 3). Распределение температуры по высоте катушек приспособлений с внутренним охлаждением обуславливается большой скоростью охлаждения изнутри. Поэтому при соизмеримых размерах приспособлений поток хладагента полностью обтекает внутреннюю поверхность плиты, что обеспечивает хорошую конвективную теплоотдачу. С повышением температуры нагрева увеличиваются тепловые деформации приспособления, что снижает точность обработки шлифованием. Чрезмерный нагрев катушек снижает долговечность и надежность работы приспособления, т.к. вследствие нарушения изоляции обмотки катушки могут выйти из строя. Поэтому работа на электромагнитном приспособлении длительное время без охлаждения не рекомендуется. Приведенные результаты экспериментов по исследованию тепловых явлений в электромагнитных приспособлениях показывают снижение температуры при использовании приспособлений с внутренним охлаждением.

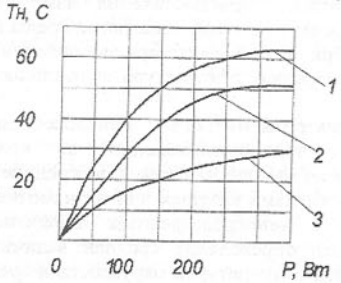


Рис. 2. Зависимость температуры нагрева магнитного приспособления от мощности.

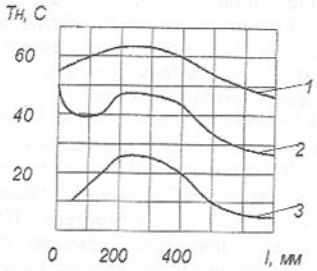


Рис. 3. Зависимость температуры нагрева магнитного приспособления от длины плиты.

Учитывая, что электромагнитные приспособления очень широко используются при плоском шлифовании деталей, по-видимому, уже назрела необходимость применять охлаждение приспособлений как меру повышения точности операций. Одним из резервов понижения температуры приспособления является непосредственный отвод тепла как изнутри приспособления, так и снаружи. Применение электромагнитного приспособления с внутренним охлаждением позволяет снизить величину тепловой деформации как обрабатываемой плоской детали за счет интенсификации теплоотвода через установочную поверхность, так и самого приспособления за счет подачи хладагента по внутреннему змеевику, в результате повышается точность обработки и улучшается качество обрабатываемых деталей.

Список литературы:1. Верников А.Я. Магнитные и электромагнитные приспособления в металлообработке. – М.: Машиностроение, 1984. – 160 с. **2.** Справочник технолога – машиностроителя. В 2 тт. / Под ред. А.М. Дальского, А.Г. Суслова, А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. 5-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение-1, 2001. **3.** Иванова Т.Н. Расчет и конструирование магнитных приспособлений с внутренним охлаждением для крепления деталей типа пластин при шлифовании Машиностроение и техносфера XXI века // Сб. трудов международной науч-техн. конф. в г. Севастополе 13-18 сентября 2004 г. в 4-х т.- Донецк: ДонНТУ, 2004. Т. 2. С. 34-37.

Сдано в редакцию 11.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. СусловА.Г.

ПРИМЕНЕНИЕ ПОРООБРАЗУЮЩЕГО ВЕЩЕСТВА ДЛЯ КОНТРОЛЯ ПОРИСТОСТИ И ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ

Дубинин М.В., Лаптев А.М. *(ДГМА, г. Краматорск, Украина)*

The efficiency of poreformer application at manufacturing of sintered powder bearings with enhanced wear resistance was investigated. The positive effect was observed at addition of 3% (volumetric) of poreformer to the mixture of iron (91%), copper (7%) and graphite 2% (in weight). The sintered bearings showed in this case same increase in the wear resistance. The additional investigations to study of the reproducibility of this effect are necessary.

Повышение долговечности подшипниковых узлов является важной проблемой современного машиностроения. Одним из путей ее решения является увеличение износостойкости порошковых подшипников скольжения, работающих в режиме самосмазывания. К важнейшим характеристикам таких подшипников относятся общая пористость и размер пор, от которых зависит качество маслопропитки подшипников и долговечность их работы.

Существует ряд технологических приемов, обеспечивающих получение материалов с заданным размером пор и уровнем пористости. Так размер пор можно контролировать, подбирая порошки определенной фракции. С уменьшением геометрических параметров частиц порошка размер пор также уменьшается. Величину общей пористости в изделии обычно контролируют, изменяя давление прессования и степень уплотнения порошка, а также температуру спекания. В результате дополнительной деформации спеченных изделий можно уменьшить пористость и, в некоторой степени, размер пор до требуемых значений.

Однако применение вышеописанных методов вызывает затруднение в случае необходимости получения мелких (менее 20 мкм) и крупных (более 200 мкм) пор. В первом случае необходимо применять сверхтонкие порошки, которые являются дорогими и плохо прессуются. Во втором случае порошки должны быть крупными, но такие порошки плохо спекаются. Еще одной проблемой является получение изделий с пористостью более 0,65. В этом случае пористость изделий превышает пористость порошка после его свободной засыпки и утряски. Особенно критическим является сочетание мелких или крупных пор с высокой пористостью. Но именно мелкие поры и высокая пористость необходимы, например, для фильтров тонкой очистки и фитилей тепловых труб, а крупные поры, в сочетании с высокой пористостью, обеспечивают необходимое качество медицинских имплантантов.

Решить проблему производства подобных изделий позволяет применение порообразующих веществ. В литературе описано применение порообразователей при производстве фильтров, имплантантов, облегченных сотовых конструкций и других пористых изделий [1-3]. В справочнике [4] впервые упоминается о возможности использования порообразователей для повышения пористости подшипников скольжения. Однако данные по технологии изготовления и свойствам таких подшипников не приводятся.

Рассматриваемая в настоящей работе технология изготовления порошковых подшипников скольжения предусматривает использование смеси металлических порошков и порошкового порообразующего вещества, которое удаляется при спекании, оставляя поры. Размер пор и величину пористости в этом случае легко контролировать. Кроме того, при получении материала с высокой пористостью можно повысить давление прессования, т.к. место естественных межчастичных пор занимает порообразователь, который создает сопротивление уплотнению. Вследствие этого

сильнее уплотняется металлический каркас пористого материала, уменьшается его усадка при спекании и возрастет прочность. В результате должна повыситься точность размеров и износостойкость подшипников. Износостойкость может также увеличиться за счет лучшей пропитки маслом многочисленных пор малого диаметра. В настоящей работе изучалась справедливость этих предположений.

Исходные порошковые материалы. В экспериментах использовались водораспыленный порошок железа ПЖР 3.200.28 (ГОСТ 9849–86), электролитический порошок меди ПМС-1 (ГОСТ 4960-75) и порошок карандашного графита (ТУ 21-25-108-73). В табл. 1 приведены данные по размерам частиц исходных порошков железа и меди.

Таблица 1 - Характерные размеры частиц порошков железа и меди

Размер частиц	d_{10}, мкм	d_{50}, мкм	d_{90}, мкм
Порошок железа	41,13	84,34	120,17
Порошок меди	17,51	48,43	76,95

В качестве органического порообразователя применяли порошок бикарбоната аммония (NH_4HCO_3), который подвергали рассеву на фракции. Для экспериментов использовали фракцию с размером частиц < 45 мкм. Этот порошок дополнительно измельчали в мельнице в течение 1 минуты.

Приготовление порошковых смесей. В качестве базовой была принята порошковая смесь системы железо-медь-графит. Масовое содержание порошков железа, меди и графита в базовой смеси составляло 91%, 7% и 2%, соответственно. К базовой смеси добавляли измельченный порошок бикарбоната аммония в количестве 3 и 8% по объему. С целью более точного соблюдения процентного соотношения порошковых компонентов в смеси, смешивание порошков производили для каждого образца отдельно. Предварительно смешивали навески порошков железа, меди и графита. Для повышения однородности смешивания и уменьшения пыления графита, добавляли 2% керосина по массе [5]. Смешивание выполняли в течение 30 мин. Затем добавляли порообразующее вещество и выполняли дополнительное смешивание в течение 5 мин.

Прессование порошковых смесей. Из подготовленных смесей прессовали кольцеобразные образцы с наружным диаметром 42,5 мм, внутренним диаметром 27,7 мм и высотой 10 мм. Массу навески порошковой смеси рассчитывали таким образом, чтобы после удаления порообразователя и спекания общая остаточная пористость составляла примерно 19%.

Прессование осуществляли в жесткой матрице по двухсторонней схеме приложения нагрузки. Для получения образцов одинаковой высоты, прессование велось по упору. Следует отметить, что при выпрессовке образца, содержащего 8% порообразователя, наблюдалось его частичное расслоение. Это связано с уменьшением прочности прессовок при добавлении порообразователя [6]. Полученные прессовки взвешивали и обмеряли. Затем рассчитывали относительную плотность полученных образцов (табл. 2).

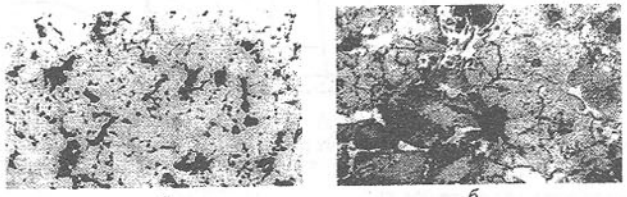
Спекание полученных прессовок. Спрессованные образцы спекали в восстановительной атмосфере (CO), в специально разработанном контейнере. Был принят следующий цикл спекания: нагрев от комнатной температуры до 800°С с последующей выдержкой в течение 60 минут; нагрев от 800°С до 1050°С с выдержкой в течение 30 минут. Скорость нагрева составляла 5-8°С/мин. Охлаждение образцов осуществлялось совместно с контейнером для спекания в течение 4 ч вместе с печью, а затем вне печи.

Выдержка при 800°С необходима, поскольку именно при этой температуре увеличивается диффузия меди в α-железо. Это способствует уменьшению диффузии углерода в железо и, следовательно, снижению возможности образования свободного цементита [7]. Таким образом, спекание происходило без расплавления какого-либо из компонентов смеси. В процессе спекания бикарбонат аммония разлагается на аммиак, углекислый газ и воду, в результате чего в образцах образуются поры. После спекания образцы взвешивали, обмеряли и затем рассчитывали их относительную плотность (табл. 2).

Таблица 2 - Относительная плотность образцов после прессования и спекания

Состав и тип образца	Базовый материал без порообразователя	Базовый материал с 3% порообразователя	Базовый материал с 8% порообразователя
Неспеченные прессовки	0,833	0,821	0,809
Спеченные образцы	0,811	0,810	0,800

После спекания был выполнен металлографический анализ микроструктуры образцов, который показал, что материал состоит из ферритных зерен железа с включениями свободной меди, нерастворенного графита и пор (рис. 1).



а *б*

Рис. 1. Микроструктура пористого материала после спекания:
а – до травления (х100); *б* – после травления (х400)

Пропитка маслом. Спеченные кольцевые образцы пропитывали маслом. Для этого их погружали на 2 часа в нагретую до 100-120°С масляную ванну, а затем охлаждали в ней в течение 6 ч. После пропитки образцы взвешивали и определяли массу впитанного масла, а также рассчитывали коэффициент заполнения пор (табл. 3).

Таблица 3 - Результаты пропитки маслом испытуемых образцов

Состав исходного материала	Пористость образца, %	Масса масла в образце, г	Коэффициент заполнения пор, %
Базовый материал	18,8	1,84	79,38
Базовый материал + 3% NH_4HCO_3	18,9	2,37	82,04
Базовый материал + 8%NH_4HCO_3	20,0	3,42	91,67

Согласно данным табл. 3, с увеличением количества порообразователя в смеси масловпитываемость образцов повышается. Это связано, по-видимому, с тем, что в результате удаления бикарбоната аммония в материале образуется более разветвленная система мелких пор, способствующая лучшему проявлению капиллярного эффекта.

Пропитанные маслом образцы калибровали для увеличения точности конечных размеров в специально разработанном калибровочном штампе (рис. 2). Применение в данной конструкции самоустанавливающейся оправки, позволяет калибровать подшипники, как по внешнему, так и по внутреннему диаметру.

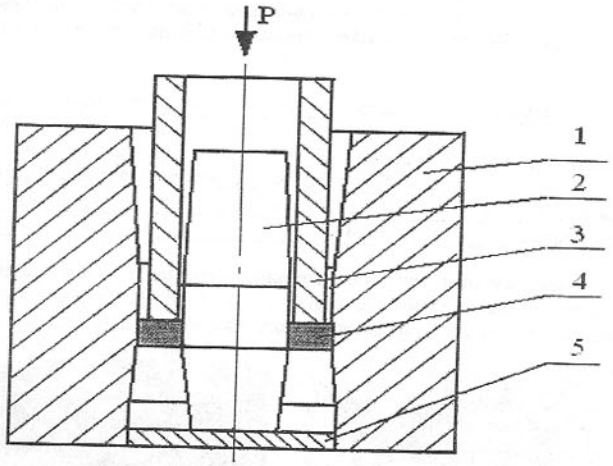


Рис. 2. Схема калибровки образцов. 1 – матрица; 2 – оправка; 3 – прижимной пуансон; 4 – калибруемый подшипник; 5 – опора; P – усилие калибровки

После калибровки каждый из образцов разрезали на 4 сегмента и затем повторно пропитывали маслом.

Испытания на износостойкость. Испытания на износостойкость пористых образцов проводили на универсальной машине трения МИ-1М по схеме сегмент-ролик (рис. 3).

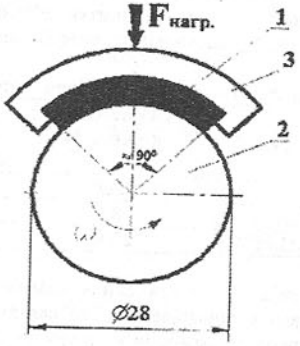


Рис. 3. Схема испытания образцов на износостойкость. 1 – испытуемый образец; 2 – контртело (ролик); 3 – приспособление для зажима образца; $F_{нагр}$ – сила, создаваемая нагрузочным устройством

На поверхности трения создавали давление около 2 МПа. В качестве материала контртела (цилиндрического ролика) применяли закаленную сталь 45 ($HRC_э$ 42…45) с полированной поверхностью трения (R_a=0,63 мкм). Скорость скольжения составляла 0,67 м/с. Износ образцов определяли по потере массы порошкового образца. Взвешивание выполняли через каждые 3 часа испытаний. Суммарное время испытаний составляло 54 ч.

На рис. 4 показаны графические зависимости массового износа от времени испытания для образцов, изготовленных без порообразователя и с его содержанием 3 и 8%. Наименьший износ показал образец, изготовленный с применением 3% порообразующего вещества. У образца, изготовленного с применением 8% порообразователя, наблюдался наибольший износ, сопровождавшийся иногда резким ростом истирания образца. Это можно объяснить наличием микротрещин в данном образце и его повышенной пористостью.

Рис. 4. Зависимость весового износа от времени испытания для образцов, зготовленных с применением разного количества порообразователя

Вывод. Анализ результатов на рис. 4 показывает некоторое увеличение износостойкости порошкового антифрикционного материала при создании пор за счет применения 3% порообразователя. Вместе с тем, остается неясным является ли этот эффект воспроизводимым или наблюдаемое повышение износостойкости лежит в области разброса экспериментальных значений. Для ответа на этот вопрос запланированы дальнейшие экспериментальные исследования.

Список литературы: **1.** Федорченко И.М. Развитие работ в области высокопористых материалов из металлических порошков и волокон. - Порошковая металлургия, 1979, №9, с. 25-35. **2.** Laptev A., Bram M., Buchkremer H.P., Stöver D. Study of production route for titanium parts combining very high porosity and complex shape. – Powder metallurgy, 2004, v. 47, N 1, p. 85-92. **3.** Солонин С.М., Каташинский В.П., Гетьман О.И. Получение и свойства высокопористого проката на основе порошкового

нихрома. – Порошковая металлургия, 2003, №5/6, с. 21-26. **4.** Hausner H., Kumar M. Handbook of powder metallurgy. Chemical publishing Co, NY, 1982, 604 p. **5.** Кипарисов С.С., Либенсон Г.А. Порошковая металлургия. М.: Металлургия, 1991 - 432 с. **6.** Laptev A., Vyal O., Bram M., Buchkremer H.P., Stöver D. Green strength of powder compacts provided for production of highly porous titanium parts. – Powder metallurgy, 2005, v. 48, N 4, p. 358-364. **7.** Ермаков С.С., Вязников Н.Ф. Порошковые стали и изделия. Л.: Машиностроение, 1990. – 319 с.

Сдано в редакцию 26.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Седуш В.Я.

ВЛИЯНИЕ ЛЕГИРУЮЩИХ КОМПОНЕНТОВ И ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА МИКРОТВЕРДОСТЬ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ Ni-B-C

Звягинцева А.В. *(ВГТУ, г. Воронеж, Россия)*

Influence of the contents of a boron and diamond in a deposit and thermal processing on microhardness of coverings Ni-B, Ni-C and Ni-B-C is investigated. It is established, covering Ni-B-C is characterized by higher microhardness in comparison with Ni-B and Ni-C which after heat treatment grows till 16-18 GPa.

В последнее время широкое применение находят композиционные электрохимические покрытия (КЭП), в которых в качестве добавок, повышающих твердость и износостойкость, применяются карбиды и алмазоподобные вещества. Как правило, КЭПы получают электролизом из электролитов – суспензий, представляющих собой водные растворы солей металлов с добавкой высокодисперсного порошка, придающего им специфические свойства: износостойкость, твердость, способность к удерживанию смазки и повышенная коррозионная стойкость при определенных видах механических напряжений.

В настоящей работе рассмотрены результаты исследований процесса электроосаждения КЭП на основе сплава Ni-B из сульфаминовокислого электролита никелирования с использованием в качестве борсодержащего компонента дикарбаундекабората калия $C_2B_9H_{12}K$. В качестве дисперсной фазы использовались ультрадисперсные алмазы (УДА), являющиеся продуктом детонационного превращения взрывчатых веществ с размерами 3-5 нм, развитой удельной поверхностью 200-450 м^2/г [1]. Выбор электрохимического сплава Ni-B в качестве матрицы для КЭП основан на ряде его уникальных свойств: повышенной стойкости к окислению (внешний вид не изменяется после обработки при температуре ~ 500 °С), устойчивости к термоциклированию, повышенной коррозионной стойкости, износостойкости и твердости. Процесс электроосаждения КЭП протекает при постоянном перемешивании электролита-суспензии для поддержания частиц УДА во взвешенном состоянии для равномерного их подвода к катоду.

Качественные покрытия Ni-B-алмаз с хорошей адгезией могут быть получены при режиме электролиза: $i_к$ = 2 А/дм^2; $t_{эл-та}$ = 40 ± 2 °С; pH = 3,5 - 4,5. При концентрации борсодержащей добавки (БСД) < 0,2 г/л поверхность Ni-катода занята адсорбированными анионами $C_2B_9H_{12}^-$, согласно проведённым исследованиям в работе [4]. Устойчивый анион $C_2B_9H_{12}^-$ вступает в поверхностно-адсорбционное

взаимодействие со слабозаряженной поверхностью алмаза и увеличивает отрицательный заряд дисперсной фазы. Частицы алмаза, полученные из взрывчатых веществ, имеют кислородсодержащие функциональные группы > CO, —OH, —CHO, —COOH и т. д. [2]. Поэтому адсорбционное взаимодействие с ионом $C_2B_9H_{12}^-$ обусловлено образованием слабых водородных связей ($E_{н...о}$ =21,51 кДж/моль), которые легко разрываются при каталитическом распаде дикарбоундекаборат иона. В результате происходит соосаждение алмаза с бором (r_B = = 0,091 нм и r_C = 0,077 нм), т. к. их радиусы близки и включение в растущую кристаллическую решетку α-никеля. По данным работы [4], включение бора в осадок происходит за счет адсорбции БСД на сформированной поверхности N_i с последующим каталитическим распадом до элементарного бора.

Цель данной работы состояла в исследовании влияния содержания бора и алмаза в осадке, а также термической обработки на микротвёрдость покрытий Ni-B, Ni-C и Ni-B-C.

Электроосаждение композиционных покрытий Ni-B-C проводили из сульфаматного электролита никелирования [5]. В качестве борсодержащего соединения (БСД) использовали углеродсодержащий дикарбоундекаборат калия [5, 6] и безуглеродную добавку класса полиэдрические бораты (ПБ), концентрацию которых в растворе изменяли от 0,1 до 2 г/л. В качестве дисперсной фазы использовались ультрадисперсные алмазы (УДА), являющиеся продуктом детонационного превращения взрывчатых веществ с размерами 3-5 нм, развитой удельной поверхностью 200 - 450 м^2/г [1].

При исследовании химического состава покрытий Ni-B установлено, что содержание бора изменяется от 0,1 до 5,4 (вес %) при увеличении концентрации БСД от 0,1 до 2 г/л (режим электролиза: $i_к$ = 2 А/дм^2; $t_{эл-та}$ = = 40 °С; pH = 4,0). Недостатком покрытий, осаждённых из электролитов с $KC_2B_9H_{12}$ является их растрескивание с содержанием бора выше 0,7 вес % после кратковременного термовоздействия ($\tau_{отж}$ = 2 мин). Это ограничивает получение осадка с большим содержанием бора в отличие от борсоединений ПБ. Применение ПБ позволяет получить покрытие Ni-B с содержанием бора до 5 вес %, не вызывая их растрескивания при толщине слоя 10 мкм. Согласно данным ОЖЕ – спекроскопии, никель в свободном состоянии до 95 % определяется по всей толщине (d = 4 мкм) образца, а бор в связанном состоянии с максимальной концентрацией – у основы. Наличие углерода в покрытиях, полученных из электролита с борсоединением ПБ, не обнаружено. В отличие от покрытий Ni-B, полученных из электролита того же состава с борсоединением $KC_2B_9H_{12}$, где по всей толщине осадка присутствует углерод в свободном состоянии на поверхности до 18 %, который является продуктом разложения борсодержащей добавки. Для дальнейших исследований выбраны добавки класса полиэдрические бораты.

Содержание алмаза в сплаве изменялось в пределах 0,4-0,8 (вес %) при изменении концентрации УДА в растворе от 0,5 до 10 г/л.

Микротвёрдость Ni-покрытия, осаждённого на поверхность железоникелевого сплава 42 НА, составляет 2,3 ГПа. Легирование никеля бором до 0,5 % (концентрация БСД -0,05 г/л) приводит к возрастанию микротвёрдости до 6,0-7,0 ГПа. Дальнейшее повышение содержания бора до 1,5 % увеличивает HV до 9 ГПа (табл. 1). Переход крупнозернистой структуры Ni - покрытия на слабоориентированную мелкозернистую структуру осадков, формирующихся в электролите с борсодержащей добавкой, сопровождается возрастанием катодной поляризации (ΔE_K), например, при $i_к$ = 2 А/дм^2, ΔE_K = 30 мВ [7].

Таблица 1 - Влияние содержания бора и алмаза в пленках никеля, термообработки на микротвердость покрытия (толщина 25 мкм).

Покрытие	Содержание неметаллического компонента в сплаве		Температура термообработки, ^{0}C	HV, ГПа
	Алмаз, вес %	Бор, вес. %		
Никель	-	-	-	2,28
Ni-C	0,4	-	-	7,50
Ni-B	-	0,5	-	6,00
Ni-B	-	1,0	-	8,00
Ni-B	-	1,5	-	9,00
Ni-B-C	0,4	0,5	-	8,50
Ni-B	-	0,5	400,0	10,00
Ni-B-C	0,4	0,5	400,0	12,2
Ni-B-C	0,4	1,0	400,0	14,0
Ni-B-C	0,4	1,5	400,0	14,8

Увеличение катодной поляризации при введении в электролит борсодержащей добавки приводит к возникновению большего числа центров кристаллизации и образованию мелкокристаллической, изотропной структуры покрытия Ni-B. Электролитический сплав Ni-B с содержанием бора до 1,5 % представляет твёрдый раствор бора в ГЦК решётке α-никеля. Наличие фаз: Ni_3B, $Ni_{12}B$, $Ni4B_3$, NiB и NiB_{12} не обнаружено. Сплавы с содержанием бора от 2 до 5 вес % рентгеноаморфны. На рентгенограммах при содержании бора выше 4 вес % обнаруживаются линии боридов никеля Ni_3B, интенсивность которых увеличивается с возрастанием бора в покрытии.

Введение УДА в электролит в количестве 5 г/л (содержание алмаза в покрытии 0,4 вес. %) приводит к увеличению микротвёрдости Ni-B-C до 12,2 ГПа, что выше микротвёрдости плёнок Ni-B. При более высоких концентрациях УДА до 10 г/л дальнейшего значительного повышения микротвёрдости не наблюдалось. При этом можно отметить, что перемешивание электролита при всех исследуемых концентрациях УДА (5-10 г/л) практически не оказывает влияния на содержание алмаза в покрытии и не сказывается на величине микротвёрдости. Очевидно, частицы углерода внедряются в кристаллическую матрицу Ni-B до их определённой концентрации. Дополнительное введение алмаза 0,4 вес % в покрытие Ni-1 % B приводит к уменьшению параметров кристаллической решётки Ni до a = 3,5070 Å (a_{Ni} = = 3,5236 Å; $a_{Ni\text{-}B}$ (1 %) " 3,5227 Å) и размера зерна – до 0,075 мкм. Образование более мелкокристаллической структуры и уменьшение параметров кристаллической решетки свидетельствует о различии физико-механических свойств покрытий Ni-B и Ni-B-алмаз. Поэтому микротвёрдость осадков HV, связанная как с размером зерна, так и с внутренними напряжениями, увеличивается при включении алмазных частиц в матрицу Ni-B.

Влияние термической обработки на микротвёрдость покрытий Ni-B и Ni-B-C показано на рис. 1, 2 и в таблице. Установлено, что после термической обработки

систем 42 НА-Ni-B, 42 НА-Ni-C и 42 НА-Ni-B-C при температуре от 200 до 800 °C в течение 30 минут отслоений плёнок от поверхности сплава 42 НА не обнаружено, что свидетельствует о прочности сцепления их с материалом основы.

Анализ экспериментальных данных показывает, что для всех систем характерно увеличение HV при W. = 350 – 400 °C. Системы 42 НА-Ni-B и 42 НА-Ni-B-C с содержанием бора от 0,3 вес % и выше не изменяют внешнего вида при термообработке до 800 ^{0}C в течение 30 минут в отличие от никелевого покрытия. Опираясь на данные, приведенные в работе [7], можно высказать следующие предположения о механизме влияния B и C на HV сплава Ni-B-C. Сравнение рентгенограмм свежеосажденных и термообработанных покрытий показывает наличие одного интерференционного максимума при отжиге до 400 ^{0}C, что свидетельствует о полном растворении бора и углерода в ГЦК решетки α-никеля. Линий, соответствующих образованию фаз боридов и карбидов никеля, после термообработки не обнаружено в данном диапазоне концентраций бора и углерода.

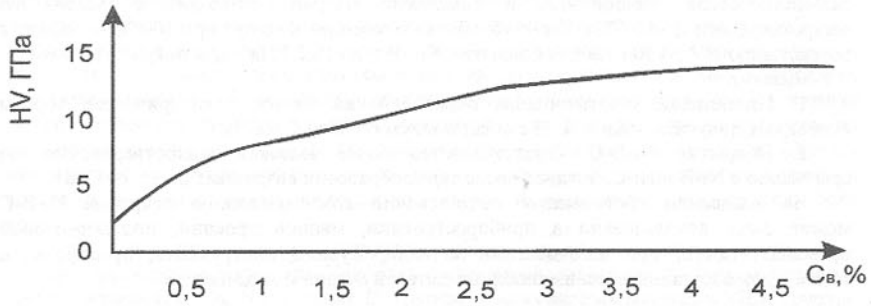


Рис. 1. Зависимость микротвердости HV (ГПа) покрытий Ni-B-C от содержания бора (вес %). концентрация алмаза в покрытии 0,4 вес %

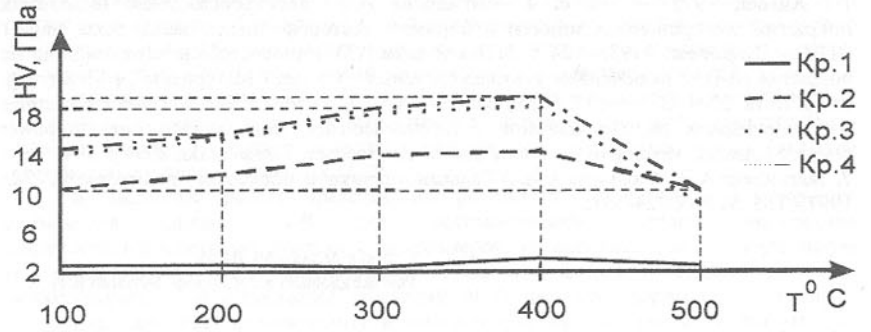


Рис. 2. Зависимость микротвердости от температуры термообработки покрытий Ni-B-C (0,4% вес %). Содержание бора: 1 – Ni; 2 – 1,0; 3 – 4,0; 4 – 4,8. pH = 4,0; t = 40^0; i_k = 2 А/дм^2

При термообработке наблюдается диффузия примесных атомов от основы к поверхности образца, выход их на поверхность и окисление. Это приводит к неравновесным диффузионным скоплениям легирующего компонента, главным образом, в местах выхода дефектов решётки на поверхность. За счёт явления внутренней адсорбции неметаллические легирующие компоненты в осадке блокируют границы зёрен никеля (в основном вакансии), что препятствует перераспределению дефектов и соответствует уменьшению параметров кристаллической решётки и увеличению HV.

Удельный объёмный износ (W, мм/кГс) КЭП Ni-B-C (по 0,5 вес. %) составляет 3,0 мм/кГс, а для чистого никеля – 23,0 мм/кГс.

Анализ приведенных в таблице данных позволяет сделать вывод: микротвёрдость никелевых покрытий возрастает при введении в них только углерода до 7,5, а и при введении только бора соответственно, - до 6,0 ГПа, что обусловлено образованием твёрдого раствора бора и углерода в ГЦК решётке α-никеля. Совместное внедрение неметаллических компонентов в никелевую матрицу приводит к увеличению микротвёрдости до 8,5 ГПа. Термообработка в течение 30 минут при 400 °С приводит к возрастанию HV до 10 ГПа для покрытий Ni - B и до 12,2 ГПа – для покрытий Ni-B-C.

Выводы:

1. Применение безуглеродных борсоединений класса полиэдрические бораты позволяют получать осадки Ni-B с содержанием бора до 5 вес. %.

2. Покрытие Ni-B-C характеризуется более высокой микротвёрдостью по сравнению с Ni-B и Ni-C, которая после термообработки возрастает до 16-18 ГПа.

На основании проведённых исследований композиционное покрытие Ni-B-C может быть использовано в приборостроении, машиностроении, подшипниковой промышленности, при изготовлении металлорежущего инструмента, прессформ, а также – для восстановления изношенных деталей машин и механизмов.

Список литературы: **1.** Сакович Г.В., Брыляков В.М., Губаревич В.Д. // Журнал Всес. хим. об-ва им. Д.И. Менделеева. – 1990. – 35. – С. 600. **2.** Кулаков И.И., Тарасевич Б.Н., Руденко А.П. //Вести. Моск. ун-та. Сер. 2: Химия. – 1993. – Т. 34. №5. – С. 506. **3.** Рабинович В.А., Хавин З.Я. Краткий химический справочник. - Л.: Химия, 1978. – 392 с. **4.** Звягинцева А.В. Электроосаждение никелевых покрытий, легированных индием и бором: – Автореф. дис.... канд. техн. наук / ВПИ. - Воронеж, 1993. – 24 с. **5.** Звягинцева А.В. Износостойкие композиционные покрытия Ni-B с включением ультрадисперсных частиц / Материалы 24 Междунар. конф. Ялта, 2004. С. 135-137. **6.** Zvyagintseva A.V., Kravtsova Y.G./ Nickel-boron coatings with ultradisperse particles inclusion // Electrochemistry: from nanostructures to power plants: 55 Annual Meeting of the Intern/ soc. of electrochem. Thessaloniki, 2004 p. 594.
7. Звягинцева А.В., Фаличева А.И. // Гальванотехника и обработка поверхности. - М., 1997.- Т. 5. № 2.- С. 24- -31.

Сдано в редакцию .01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бутенко В.И..

СПЛАВЫ Ni-B ДЛЯ МОДИФИЦИРОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Звягинцева А.В. (*ВГТУ, г. Воронеж, Россия*)

The Results of the Ni-B alloy possible application as the coating alternative chromium one in radioelectronic industry and in machine-building are represented. The physico-mechanichal charachteristics (micro ,) hydrogen permeation and Ni-B structure mutual connection has been investigated. Sulfuremate nickelling electrolyte for functional Ni-B plating has been recommended.

В современных технологиях машиностроения и приборостроения используются самые различные методы создания материалов с необходимыми функциональными свойствами. Всё большее применение в технике находят гальванические методы получения металлов и сплавов. Уровень развития техники и состояние окружающей среды всё больше предъявляют к гальванотехнике требования, направленные на решение научно-технических и экологических задач. Многие вопросы и проблемы, решаемые гальванотехникой в настоящее время, направлены на научно-техническую разработку технологических процессов (состав электролитов, условий получения), обеспечивающих: 1 – более чистые экологические условия производства; 2 – лучшие эксплуатационные характеристики электролитов и возможность их регенерации по замкнутому циклу; 3 – повышение эффективности защитно-декоративных, физико-механических и функциональных свойств получаемых покрытий металлами и сплавами; 4 – уменьшение материальных затрат и повышение производительности труда.

В настоящее время известно более сотни сплавов, полученных электрохимическими методами. Наиболее распространены сплавы на основе металлов группы железа (Fe, Co, Ni), а также IB группы и благородных металлов VIIIB группы. Области применения гальванопокрытий сплавами чрезвычайно разнообразны.

Одной из актуальных проблем машиностроения является сокращение энергозатрат на производство. В частности, за счёт восстановления изношенных деталей машин, с целью обеспечения продолжения их эксплуатации, можно на 60 – 70 % удовлетворить потребность в них предприятий. Экономическая выгода от этой реставрации очевидна. Существует целый ряд известных материалов, которые можно использовать для этой цели, однако наиболее перспективным в течение последних 15 лет является сплав Ni-B, получаемый химическим или электрохимическим способом. Электролитические сплавы Ni-B обладают рядом физико-механических характеристик: стойкостью к окислению, коррозионной стойкостью, высокой твердостью и износостойкостью, соответствующих требованиям машиностроения, выгодно отличающих их от традиционных [1, 2].

В настоящей работе представлены результаты исследования возможности применения сплава Ni-B для восстановления деталей механизмов машиностроительного оборудования до размеров, обеспечивающих их нормальную эксплуатацию. С учетом вышесказанного, можно сделать очевидный вывод о целесообразности использования покрытий Ni-B как альтернативного хромовому покрытию, наиболее применяемому в машиностроении. По таким свойствам, как твердость, износостойкость, коррозионная устойчивость, стойкость к химическому окислению оно не уступает хромовому.

Для получения покрытий Ni-B разработан сульфаматный электролит с неорганической борсодержащей добавкой, позволяющей получать толщину до 500

мкм. Скорость покрытия – 0,4-0,6 мкм/мин. Покрытия Ni-B обладают также хорошей адгезией к Cu и её сплавам, сталям и железоникелевым сплавам [3, 4].

Компоненты электролита не относятся к промышленным ядам. Процент использования никеля такой же, как при использовании обычных электролитов никелирования. К тому же процесс электроосаждения покрытий Ni-B при pH=3,5-5,0 выгодно отличается от процесса нанесения хрома: повышенной стабильностью в работе, большей технологичностью, обеспечивает более высокие экологические характеристики используемого электролита, меньшую агрессивность к гальваническому оборудованию, при этом не требуется увеличение материальных затрат на дополнительное оборудование гальванической линии и вентиляцию цеха.

Физико-механические свойства электролитических покрытий Ni-B определялись по ГОСТированным методикам, сущность которых отражена в работе [4]. В табл.1 представлены данные о влиянии содержания бора в покрытии Ni-B (на структурночувствительные свойства: структурно-фазовые изменения, микротвёрдость (HV), наводороживание (V_{H2}), полученные при режиме электроосаждения покрытий: pH = 4,0; $t_{эл-та}$ = 40 ^{0}C; $i_к$ = 2 А/дм^2. С увеличением содержания бора от 0,1 до 0,5 % наблюдается резкое возрастание микротвёрдости до 2 ГПа для чистого Ni и до 6 ГПа – для покрытия Ni-B (увеличение примерно в 4 раза), затем в интервале концентраций бора 0,5–1% начинается замедление роста микротвёрдости (увеличение в 1.3 раза). Такой характер увеличения микротвёрдости связан с изменением структуры покрытий. На основании данных рентгеноструктурного и электронно-микроскопического анализа можно констатировать, что с увеличением концентрации бора в осадках уменьшается число блоков крупной и средней мозаики, характерных для чистого Ni, и возрастает число мелкоблочных агрегатов; возрастают деформации кристаллической решётки никеля (растут микроискажения, уменьшаются параметры), переход крупнозернистой структуры Ni-покрытий на слабо ориентированную мелкозернистую структуру осадков Ni-B, формирующихся в электролите с борсодержащей добавкой, сопровождаются возрастанием катодной поляризации ($\Delta E_к$), например, при $i_к$ = 2 А/дм^2 $\Delta E_к$ = 30 мВ [4].

Таблица 1 - Влияние содержание бора в покрытии Ni-B на микротвёрдость, структурно-фазовые изменения и наводороживание

Содержание бора в сплаве Ni-B, %	Межплоскостное расстояние d_{311}, Å	Ср. значение периода кристаллич. решётки $a_{ср.}$, Å	Размер зёрен, мкм	HV, ГПа	V_{H2}, см^3/100 г
0	1,0624	3,5236	0,06-0,02	2,28	80
0,5	1,0623	3,5233	0,02-0,12	6,00	60
1	1,0621	3,5227	-	7,99	88

Увеличение катодной поляризации при введении в электролит борсодержащей добавки приводит к возникновению большого числа центров кристаллизации и образованию более мелкокристаллической, изотропной структуры покрытия Ni-B, обусловливающее различие в физико-механических свойствах никелевых и никель-боровых покрытий. Электролитический сплав Ni-B представляет твёрдый раствор бора в ГЦК решётке α-никеля. Наличие фаз: Ni_3B, $Ni_{12}B$, Ni_4B_3, NiB и NiB_{12} не обнаружено.

Наводороживание покрытий Ni-B с увеличением содержания бора от 0,1 до 1 % возрастает от 43 до 88 см^3/100г., что вызвано ростом выхода по току водорода BT_{H2} (от 1,96 до 7,05 %) [4], увеличивающим вероятность включения водорода в покрытие. Анализ экспериментальных данных показывает, что V_{H2} в сплаве Ni-B меньше, чем в

Ni-покрытии при одной и той же толщине осадков (d = 15 мкм). Так, при $i_к$ = 2 А/дм^2 для Ni – V_{H2} = = 80 см^3/100 г, а для сплава Ni-B - V_{H2} = 60 см^3/100 г (в 1,3 раза меньше), это свидетельствует о влиянии борсодержащей добавки на структуру осадков Ni-B.

Для сравнения, наводороживание блестящего хрома из стандартного электролита V_{H2} = 550 – 650 см^3/100 г и молочного хрома - V_{H2} = = 170 – 250 см^3/100 г [5]. Наводороживание покрытий Ni-B, по сравнению с хромовыми, снизилось ~ в 10 раз, что способствует меньшему водородному охрупчиванию Ni-B покрытий.

В табл. 2 показана зависимость твёрдости по Роквеллу (H_{HRA}) покрытий Ni-B от толщины слоя. Измерения проводились при режиме электролиза: pH = = 4,0; $t_{эл-та}$ = 40 ^{0}C; $i_к$ = 2 А/дм^2.

Таблица 2 - Зависимость твёрдости сплава Ni-B по Роквеллу от толщины слоя

Содержание бора в сплаве Ni-B, %	Толщина слоя, мкм	Твёрдость, HRA
0,5	50,0	55,0
0,4	100,0	55,4
0,3	200,0	54,2

Из таблицы следует, что твёрдость покрытий Ni-B при d ≥ 50 мкм не зависит от толщины при одинаковом содержании бора и имеет стабильное высокое значение H_{HRA}. При отжиге на воздухе или вакууме до 200 ^{0}C происходит увеличение твёрдости до 57 H_{HRA} и не наблюдается окисления покрытия.

Анализ данных по изучению твёрдости покрытий Ni-B толщиной от 15-20 мкм показывает, что оно сравнимо по твёрдости с Cr-покрытием. Микротвёрдость хромовых покрытий (на стали СТ-2 толщиной 60 мкм), полученных из стандартного электролита при $i_к$ = 30-60 А/дм^2, $t_{эл-та}$ = 55-57 ^{0}C, составляет 7,19 -9,25 ГПа [5].Износостойкость покрытий Ni-B сравнима с хромовыми, коэффициент граничного трения со сталью СТ-2 составляет 0,08-0,1, а хромового покрытия – 0,15 – 0,18 [6].

В табл. 3 представлены данные о влиянии содержания бора на коррозионную стойкость покрытий Ni-B, полученные при режиме электроосаждения: pH = 4,0; $t_{эл-та}$ = 40 ^{0}C; $i_К$ = 2 А/дм^2. d = 8мкм. Коррозионная среда – 3 % - ный раствор NaCl. Для сплава 42НА $E_{стац}$=-0,26 В. С увеличением содержания бора от 0,24 до 0,87 % в процессе анодного растворения происходит постепенное облагораживание стационарного потенциала системы 42НА-Ni-B. Это указывает на пассивацию поверхностного слоя покрытия Ni-B в отличие от системы: 42NA-Ni, где наблюдается смещение к потенциалу основы, и, как следствие, - увеличение скорости анодного растворения. С возрастанием содержания бора до 1 % растет поляризация Ni-B – электрода и, соответственно, повышается коррозионная стойкость. Так, для осадков с содержанием бора 0,87 % коррозионный ток уменьшается примерно в 10 раз по сравнению с Ni-покрытием.

Таблица 3 - Влияние режимов электроосаждения на коррозионно-электрохимическое поведение системы Ni-сплав 42НА и Ni-B-сплав 42НА

Содержание бора в осадках Ni-B, %	$-E_{погр.}$, В	$-E_{стац.}$, В	$I_{корр.}$, мкА/см^2
Система Ni-сплав 42НА			
0	0,220	0,250	0,270
Система Ni-B-сплав 42НА			
0,24	0,190	0,196	0,096
0,54	0,195	0,174	0,022
0,87	0,219	0,205	0,014

Анализ результатов исследований коррозионно-электрохимического поведения покрытия Ni-B показывает, что коррозионно-стойкими являются покрытия Ni-B с содержанием бора 0,4-0,7 %. Легирование никеля бором до 1 % обеспечивает эффективную защиту от коррозии стальных и железоникелевых сплавов в солевой среде.

Проведённые исследования физико-механических свойств плёнок Ni-B, нанесённых на поверхность деталей представлены в табл. 4.

Они свидетельствуют об их высокой твёрдости, коррозионной стойкости, износостойкости, что даёт возможность заменить хромовые покрытия в технологиях приборостроения и машиностроения.

Электролитические сплавы Ni-B целесообразно использовать, например, в таких изделиях: щёки механического клина устройства для разрушения горных пород, шаровые опоры механизма рулевого управления автомобилями, режущие кромки ножей металлообрабатывающего инструмента, коленчатые валы, распределительные валы механизмов газораспределения двигателей внутреннего сгорания и т. д. Кроме того, они могут быть применимы при восстановлении изношенных деталей машин и механизмов. В этом случае данный метод модифицирования поверхности деталей позволяет отказаться от процессов металлургии для восстановления размеров деталей машин и, соответственно, снизить энергозатраты.

Таблица 4 - Основные характеристики покрытий Ni – B

№ п/п	Наименование характеристики	Покрытие сплавом Ni - B
1.	Экологическая безопасность	Удовлетворяет требованиям экологической безопасности технологических процессов
2.	Энергопотребление на единицу поверхности	Экономичное
3.	плотность катодного тока Iк,, А/дм2;	0,5 - 4
4.	температура электролита, 0С;	30 - 50
5.	PH;	3,5 – 5
6.	выход по току,%	~ 96
7.	Максимальный разброс толщины (шероховатость), ΔRср, мкм	0,011
8.	Допустимая толщина покрытия без шлифования, мкм	до 500 без шлифования
9.	микротвёрдость покрытия HV, ГПа;	6 - 8
10.	содержание водорода в покрытии VH2, см3/100г;	~ 60
11.	внутренние напряжения σ, МПа;	80 - 150
12.	коэффициент граничного трения со сталью Ст. – 2	0,08 – 0,1

Список литературы: **1.** Поветкин В.В, Ковенский И.М. Структура электролитических покрытий. М.: Металлургия, 1989. – 136 с. **2.** Садаков Г.А Гальванопластика. М.: Машиностроение, 1987. – 288 с. **3.** Звягинцева А.В., Кравцова Ю.Г. Влияние условий получения гальванических покрытий Ni-B на структуру и фазовый состав // Технологии и оборудование для нанесения износостойких, твёрдых и коррозионностойких покрытий: Тез. докл. Всерос. науч.- практ. конф. и выставки, Москва, 6 - 8 апр. 2004 г. - М., С.74 - 76. **4.** Звягинцева А.В., Фаличева А.И. Физико-механические свойства никелевых покрытий, легированных бором // Гальванотехника и обработка поверхности. - 1997. – Т.5, № 2. – С. 24 – 31. **5.** Гальванические покрытия в машиностроении. Справочник / Под ред. М.А. Шлугера. – М.: Машиностроение, 1985. – Т.1. – 240 с. **6.** Фаличева А.И., Бурдыкина Р.И., Горшунова В.П. // Защита металлов. 1994.- Т. 30, № 3. – С. 322 – 324.

Сдано в редакцию 18.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бутенко В.И..

ФОРМИРОВАНИЕ СТРУТУРЫ ВАКУУМНЫХ ЭЛЕКТРОДУГОВЫХ МНОГОКОМПОНЕНТНЫХ ПОКРЫТИЙ В СРЕДЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ГАЗА

Иванов И.А , Кармажи Х.Т.Е. *(БНТУ, г.Минск, Республика Беларусь)*

In article, the basis of the analysis formation of vacuum-plasma coating for developing theoretical model which describing structural changes of multicomponent coating in the environment of technological gas. Its showed that average parameters of the ionic plasma flow near to the surfaces of condensation practically does not influence change of the growth mechanism. The increase of gas pressure or value of negative voltage is accompanied by increase in gas concentration in the coating. This growth in gas concentration can form striped structure as shown in example of TiSiN coating.

Важным вопросом, возникающим при разработке или улучшении эксплуатационных свойств вакуумно-плазменных покрытий, является вопрос о формировании заданной структуры этих покрытий при конденсации их в различных условиях. Первая зонная модель зеренной структуры покрытий была предложена Мовчаном и Демчишиным. Позднее Торнтон ввел расширенную зонную модель, которая базируется на структурных наблюдениях в покрытиях полученных методом магнетронного распыления толщиной от 20 до 250 мкм [1]. Согласно разработанным зонным моделям зеренная структура покрытий, получаемых осаждением паров в вакууме, определяется отношением температуры поверхности конденсации (T_S) к температуре плавления материала покрытия (T_m). Огромную промышленную важность имеют покрытия формируемые при температурном режиме первой (низкотемпературной) структурной зоны благодаря низкому термическому воздействию конденсируемого потока на основу. Для этого режима $T_S / T_m \leq 3$ и покрытия имеют конусообразную структуру. Такая зеренная структура покрытий определяется низкой подвижностью адсорбированных атомов паров и имеет высокую твердость и малую прочность. Несмотря на общность механизмов формирования покрытий при конденсации паров и высокоионизированных плазменных потоков в вакууме, наличие ионов в плазменном потоке и использование технологического газа вносят в процесс структурообразования конденсатов свои особенности [2]. Облучение ионами низкой энергии во время осаждения способствует росту подвижности атомов по поверхности конденсации. Это приводит к увеличению плотности покрытий, уменьшению размеров среднего зерна, предотвращает образование конусообразных структур.

В настоящее время существует два принципиально разных подхода к описанию процесса роста вакуумно- плазменных конденсатов. Первый подход опирается на

вероятностно-статические методы Монте-Карло [2]. Обоснованность применимости таких методов связана с молекулярным характером течения конденсирующихся паров материала покрытия и случайным процессом встраивания отдельных конденсирующихся ионов в кристаллическую решетку растущего покрытия.

Второй подход (термодинамический) опирается на тот факт, что большая плотность ионных потоков позволяет рассматривать процесс конденсации плазмы как коллективное явление, которое должно подчиняться законам сохранения энергии и массы [2]. Существующие модели удовлетворительно описывают процессы роста однокомпонентных металлических покрытий или многокомпонентных покрытий в отсутствии химических реакций между компонентами. Однако на практике наиболее широко вакуумные технологии используются для получения износостойких и защитных покрытий на основе нитридов и оксидов металлов и их сплавов. Например, (Ti, Al)N, (Ti,Si)N, (Al,Si)N,Al2O3, ZrO2 + Y2 O3 и др. В этом случае формирование покрытий происходит в результате конденсации многокомпонентного плазменного потока в среде технологического газа (азота, кислородно-аргоновой смеси), который при определенных условиях может вступать в химическое взаимодействие с ионами потока на поверхности конденсации.

Цель статьи – на основании анализа условий формирования вакуумно-плазменных покрытий разработать теоретическую модель описывающую структурные изменения при осаждении многокомпонентных покрытий в среде технологического газа.

В качестве материала основы выбрана конструкционная сталь 45. Образцы изготавливали в форме цилиндров различной высоты с постоянной площадью основания S= 1.42 x 10^{-3} м^2, на которую осаждали титановый или титан- кремниевый плазменный поток. Ионную очистки всех образцов проводили при давлении остаточного газа менее 10^{-3} Па, и $U_{осн}$ ~ -1 кВ. Давление технологического газа (азота) $2x10^{-2}$ Па. Фазовый состав покрытий исследовали с использованием аппаратуры для рентгеноструктурного анализа ДРОН-3.0 при излучении CuKα с графитовым монохроматором. Структурные особенности покрытий изучали по изломам и на поперечных шлифах с использованием аппаратуры микрозондового анализа САМЕСА. Температуру поверхности основы в процессе осаждения покрытий измеряли по мтодике [3].

Как известно, формирование покрытий происходит в результате конденсации высокоионизированной электрически нейтральной плазмы, в которой температуры электронов (T_e) и ионов ($T_{ион}$) различны (T_e >> $T_{ион}$). Существование такой неизотермической плазмы поддерживается за счет зарядного тока. Расчеты показывают, что для плазмы дугового разряда с плотностью ионного тока j = 75 А / м^2, температурой ионов $T_{ион}$ = 10^5 °К и средним зарядом q = +1.2...+1,8 концентрация ионов и величина Дебаевского радиуса равны, соответственно, n_i =(3...5) 10^{16} м$^{-3}$, D_i = (1,2...1,4) 10^{-4} м.

Любое тело, попадающее в плазменный поток, оказывает воздействие только на ту его часть, которая находится на расстоянии от поверхности этого тела не более радиуса Дебая.В этом случае, радиус Дебая определяется ионной температурой, т.е.

$$D = \sqrt{(2\varepsilon_0 E_i)/(3n_i(qe)^2)} \qquad (1)$$

где q – заряд ионов; ε_0 -электрическая постоянная; E_i – средняя энергия ионов. Величина Дебаевского радиуса тем больше, чем больше энергия ионов и уменьшается с ростом их концентрации.

Плазма обладает двумя важными свойствами. Во-первых, плазма является идальной, т.е. справедливо неравенство [4]:

$$(4/3)\cdot\pi\cdot D^3\cdot n_i >> 1 \qquad (2)$$

Следовательно, потенциальная энергия кулоновского взаимодействия двух частиц плазмы мала по сравнению с кинетической энергией их теплового движения. Во-вторых, расширение плазмы в вакууме происходит в режиме молекулярного течения, для которого характерно значение числа Кнудсена Kn= (x / λ_0)< 1 , где x-характерный размер вакуумной камеры (порядка 0,5-1,0 м); λ_0 -длина свободного пробега частиц (при давлении 10^{-2} Па λ_0 равна 1,8 м).

Т.о., поток ионов плазмы, молекул и атомов технологического газа на подложку является практически бесстолкновительным. Все реакции между осаждающимися частицами протекают только на поверхности конденсации. В этих условиях трудно допустить возможность возникновения сильных флуктуаций средних параметров ионно-плазменного потока в близи поверхности конденсации приводящих к изменению механизма роста осаждаемого покрытия. Следовательно, структурные изменения в покрытиях определяются особенностями механизма их роста.

Как известно, взаимодействие плазменного потока с основой в вакууме будет определяться соотношением между тремя термодинамическими макропараметрами – силами поверхностного натяжения на единицу поверхности раздела слой – вакуум γ_o, слой – основа γ_i, основа –вакуум γ_s. Условие реализации известных механизмов:

$\gamma_o + \gamma_i < \gamma_s$ (или $\gamma_o << \gamma_s$) - формирование напрерывной пленки;

$\gamma_o > \gamma_s$ – формирование островковой структуры (отсутствие роста сплошной пленки);

$\gamma_o + \gamma_i > \gamma_s$ – прерывание послойного роста с переходом к островковой структуре.

Наиболее характерным для вакуумных конденсатов является формирование конусообразной и столчатой структуры. Наличие технологического газа и ионизация плазменного потока позволяют предположить о возможности изменения термодинамических условий роста покрытий без изменения температуры поверхности конденсации. Столбчатую структуру с предпочтительной кристаллической ориентацей (111) имеют конденсаты, осаждаемые при относительно низких энергиях ионов. Примеси, в виде которых выступают молекулы (атомы) технологического газа, вытесняются на поверхность растущего покрытия. Так, плёнки TiN, осаждаемые при высоком отрицательном потенциале смещения, имеют низкий уровень примесей [5], большая часть из которых локализуются на поверхности. Эти поверхностные примеси являются адсорбированой пленкой атомов (или молекул) технологического газа.

Напуск азота в рабочую камеру вакуумной установки (вакуумную камеру), во время или в конце ионной очистки приводит практически к мгновенному покрытию газом поверхности детали. При давлении технологического газа (например азота) от $1.93x10^{-5}$ Па до $1.93x10^{-4}$ Па время покрытия поверхности любой детали, находящейся внутри вакуумной камеры, мономолекулярным слоем составляет $\tau_{покр}$ = $5x10^{-3}$... 5 $x10^{-4}$ с. Поток молекул азота на поверхности основы составляет [4]:

$$J_{азот} = 3.5\cdot 10^{22}\cdot P\sqrt{(M_0 T)} \qquad (3)$$

где M_0 — молекулярная масса азота (M_0=28 е.м.); T—температура поверхности основы (T=500°K).

Как следует из уравнения (3), поток азота на поверхность основы прямопропорционален парциональному давлению азота. Так, при P= $1.93x10^{-5}$ Па он составляет $2{,}95\times10^{21}$ атомов на единицу площади повехрности при P= $1.93x10^{-4}$ Па, поток $J_{азот}$ равен $2{,}95\times10^{22}$.

Все химические реакции, связанные с образованием покрытия, протекают только на поверхности конденсации плазменного потока. Полнота протекания реакций образования нитридов металлов определяется количеством адсорбированного на поверхности подложки азота. Таким образом, рост парционального давления азота будет сопровождаться увеличением его количества в конденсирующемся покрытии, более интенсивным образованием соединений металл- азот и, как следствие, ростом твердости формируемых покрытий. Ограничением на предельно допустимую величину давления технологического газа является резкое уменьшение длины свободного пробега атомов (молекул) с ростом давления газа более 1.93×10^{-3} Па (Kn >1). Сорбированный, таким образом, газ может образовать фазовые включения в растущем покрытии в виде кристаллов химических соединений газ-металл, или выступает в роли примеси. Различное участие атомов (молекул) газа в процессе фазообразования покрытий должно влиять на процесс формирования структуры этих покрытий.

Исследования показывают, что для формируемых многокомпонентных покрытий, между компонентами которых возможно протекание химических реакций, характерна многофазность. Например, при осаждении титан-кремнивой плазмы в азоте происходит синтез высших и низших силицидов титана, кремния, нитридов титана и /или кремния. Такая же закономерность наблюдалась при формированим покрытий Al-Si-N из алюминий кремниевой плазмы в среде азота [6]. Для этихпокрытий характерно образование механической смеси Al-Si, нитридов алюминия и/или нитридов кремния.

Следует отметить, что фазы, в образованим которых азот не участвует, образуются при всех значениях базового потенциала. Фазы имеющие болшую энерию образования более интенсивно формируются при более высоких значениях потенциала смещения. При отрицательном потенциале -100В и давлении азота 8.10^{-2} Па на рентгенограммах покрытий алюминий-кремний-азот отсутствуют линии β- нитрида кремния. С ростом величины отрицательного базового потенциала количество линий соответствующих Si_3N_4 увеличивается. Основные линии, свидетельствующие об образовании в покрытиях фазы AlN, наблюдаются при $U_{осн}$ =-300В и давлением азота $2{,}7 \times 10^{-2}$ Па [6]. Насмотря на то,что азот при низких значениях потенциала смещения не участвует в образованим фаз его количественное содержание в покрытий растет с ростом $U_{осн}$. Этот рост содержания азота сопровождается плавным увеличенем твердости покрытий.

Таким образом, как в случае формирования покрытий из титановой так и из титан- кремниевой или алюминий – кремниевой плазмы в среде технологического газа, молекулы этого газа накапливаются в покрытии не образуя химических соединений с другими химическими элементами осаждаемого плазменого потока.

Происходит вытеснение растворенной примеси на границу фронта кристаллизации зерен покрытия, где ее концентрация будет расти с ростом толщины этого покрытия. Накапливающийся на поверхности растущего кристалла химически активная примесь вызывает, в свою очередь, изменение сил поверхностного натяжения dγ на границе роста кристаллов. Это изменение связано с избыточной концентрацией уравнением поверхностного натяжения Гиббса:

$$d\gamma = -\sum_j \left(n_j / \sigma\right) \cdot d\mu, \tag{4}$$

где σ - площадь поверхности растущего кристалла; n_j – количество j-ого элемента на поверхности кристалла; μ - химический потенциал. При наличии свободно растущей поверхности химический потенциал изменяется согласно уравнения:

$$d\mu = -S \cdot dT + V \cdot dP + \gamma \cdot d\sigma, \tag{5}$$

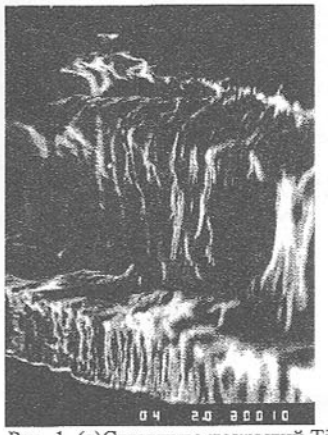
где $\gamma d\sigma = \omega$ - это работа, затрачиваемая системой на образование поверхности площадью dσ, γ - поверхностное натяжение вещества, в значительной степени влияет на минимальный размер устойчивого зародыша и поверхностную подвижность адсорбированных атомов. S, V, T, P - энтропия, объём, температура и давление системы, соответственно.

Принимая при T = const и $d\mu = R \times T \times d(\ln(c))$, где c - концентрация растворенного вещества на границе роста кристалла покрытия, R - универсальная газовая постоянная, уравнение поверхностного натяжения Гиббса можно записать:

$$n_{азота} / \sigma = -\left(c / \left(R \cdot T\right)\right) \cdot \left(d\gamma / dc\right). \tag{6}$$

При достижении концентрации примесного компонента избыточного значения величина характеризующая его избыточную концентрацию $\left(n_{азота} / \sigma\right)$ становится больше нуля. Следовательно, dγ/dc становится отрицательным. Отсюда следует, что накопление одного из компонентов покрытия на фронте кристаллизации в форме примеси ведет к уменьшению сил поверхностного натяжения. Следствием является изменение условий на $\gamma_0 + \gamma_i < \gamma_s$ и увеличение подвижности адсорбированных этомов по поверхности растущего покрытия. Это приводит к выделению фазы, обогащенной одним из компонентов в виде прослоек и формирование "полосатой" структуры. Эсли диффузия через образующуюся прослойку к растущим поверхностям кристаллов мала, то происходит прерывание роста кристаллов.

Изучение структур покрытий получаемых при осаждении титан-кремниевой плазмы в среде азота показывает следующие результаты [2]. Формирование покрытий титан-кремний при низких давлениях технологического газа (азота) не дает каких-либо отличий в структуре покрытия от структур других вакуумных конденсатов. Увеличение давления азота, при значениях базового потенциала -80В...-150В, приводит к образованию "полосатой" структуры (рис.1).



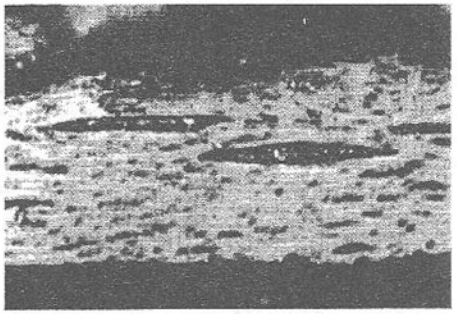


Рис. 1 (а)Структура покрытий Ti-Si-N при формируемых при низких значениях энергии ионов потока. (б)"Полосатая" структура покрытий Ti-Si-N.

Качественный рентгенофазовый анализ состава вакуумных электродуговых покрытий титан-кремний-азот, осаждаемых при величине отрицательного базового потенциала -250В и менее, показал, что нет существенных отличий в их фазовом составе.

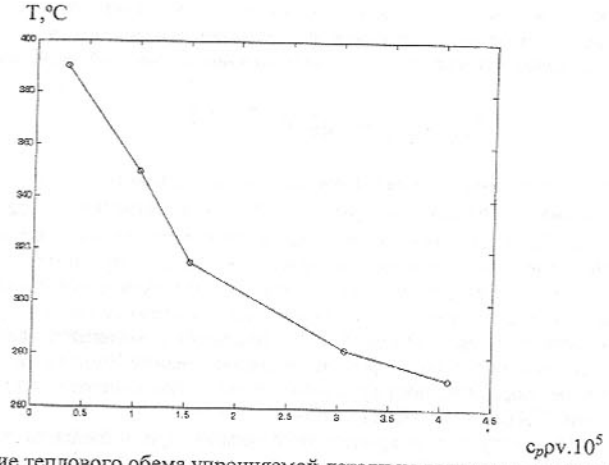


Рис. 2. Влияние теплового обема упрочняемой детали на величину температуры поверхности конденсации.

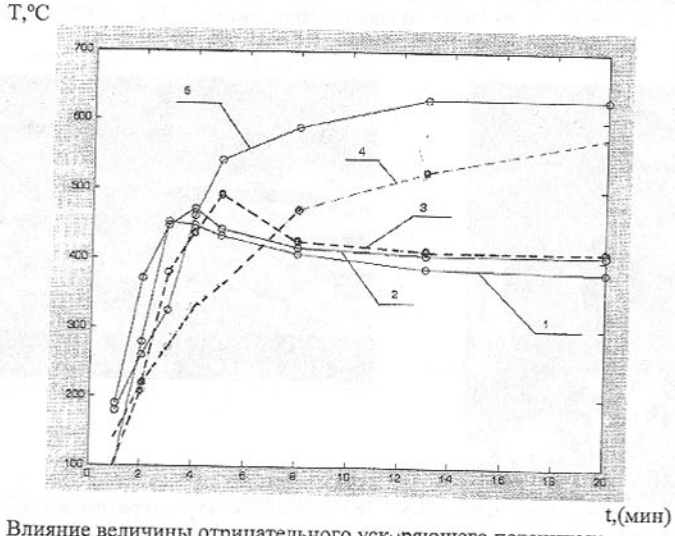


Рис. 3. Влияние величины отрицательного ускоряющего потенциала смещения на температуру основы: 1- $U_{осн}$ = 0В, 2- $U_{осн}$ = -80В, 3- $U_{осн}$ = -150В, 4- $U_{осн}$ = -350В, 5- $U_{осн}$ = -450 В.

Измерение температуры поверхности конденсации показывает следующее. Осаждение покрытия сопровождается установлением равновесной температуры, которая зависит не только от величины отрицательного потенциала смещения подаваемого на подложку, но и от теплового объёма детали ($c_p\rho v$) (рис. 2, рис. 3). Более массивные образцы характеризуются более плавным нагревом и более низкой равновесной температурой конденсации. Для исследованных режимов осаждения отношение $T_S / T_m \leq 3$, т.е. условия формирования покрытий соответствуют первой структурной зоне. Следовательно, наблюдаемые структурные изменения не связаны с ростом температуры, а определяются величиной отрицательного базового потенциала и давлением азота.

Проведенные исследования позволяют сделать следующие **выводы:**

1. Расширение плазмы дугового разряда происходит в режиме молекулярного течения и все реакции между осаждаемыми частицами протекает только на поверхности конденсации. В этих условиях флуктуация средних параметров ионно-плазменного потока в близи поверхности конденсации практически не влияет на изменение механизма роста осаждаемого покрытия.
2. Рост давления технолгического газа или величины отрицательного базового потенциала сопровождается увеличением концентрации атомов газа в покрытии. При этом, молекулы этого газа накапливаясь в покрытии и не образуя химических соединений с другими химическими элементами осаждаемого плазменого потока могут изменить механизм формирования его структуры.
3. В случае осаждения покрытий из титан-кремниевой плазмы в среде азота, наблюдаемые структурные изменения в покрытиях не связаны с ростом температуры, а определяются величиной отрицательного базового потенциала и давлением азота. Эти покрытия не имеет существенных изменений при величине отрицательного базового потенциала -250В и менее. При этом, температуры поверхности конденсации соответствуют первой структурной зоне.

Список литературы: **1.** Petrov I., Barna P. B., Hultman L., Greene J. T. E. Microstructural evolution during film growth // J vac. Sci. Technol. A. –vol.21.- No.5.-2003.- S- 126. **2.** Плазменно-вакуумные покрытия// Ж.А. Мрочек и др. - Мн.: УП Технопринт, 2004, -369с. **3.** Емельянов В.А., Иванов И.А., Мрочек Ж.А. Вакуумно-плазменные способы формирования защитных и упрочняющих покрытий.-Мн.:Бестпринт, 1998.-284 с. **4.** Грошковский Л. Техника высокого вакуума.-М. Мир, 1975.- 622 с. **5.** Thin solid films, 97(1982) № 1, 69-77с. **6.** Ж.А. Мрочек, Б.А. Эйзиер, Г.В. Марков «Основы технологии формирования многокомпонентных вакуумных электродуговых покрытий», - Мн.: Навука і тэхніка, 1991, - 96с.

Сдано в редакцию 25.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ КОМБИНИРОВАНОЙ ЛЕЗВИЙНОЙ И ОТДЕЛОЧНО-УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ ПО ПОВЫШЕНИЮ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ

Ивченко Т.Г., Дуболелова О.С. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

The theoretical and experimental investigation of cutting tools temperature used for increasing of reliability. The improvement of cutting tools effective exploitation is made by substantiation of optimal cutting conditions.

Одним из наиболее перспективных методов повышения эффективности современного машиностроительного производства является использование комбинированных методов обработки. В связи с этим исследование возможностей комбинированной лезвийной и отделочно-упрочняющей обработки, обеспечивающей как снижение трудоемкости за счет совмещения операций, так и высокое качество поверхностного слоя обрабатываемых деталей, является весьма актуальной.

В настоящее время, как для лезвийной, так и для отделочно-упрочняющей обработки, хорошо известны основные закономерности формирования поверхностного слоя деталей, широко представленные в справочно-нормативной литературе в виде теоретических и эмпирических зависимостей [1, 2]. Однако сведения об особенностях комбинированной обработки практически отсутствуют, что затрудняет обоснование рациональных условий ее применения и прогнозирование параметров состояния обработанной поверхности. Имеющиеся рекомендации по оптимизации режимов комбинированной обработки точением и обкатыванием с использованием метода линейного программирования [3, 4] могут быть применены только в очень узком диапазоне изменения параметров, для которого справедливы существующие эмпирические формулы. Практический интерес представляет определение оптимальных режимов комбинированной обработки, обеспечивающих максимальную производительность для любых заданных условий и требований к качеству обработанных поверхностей.

Цель представляемой работы – разработать методику определения параметров поверхностного слоя и оптимальных режимов комбинированной лезвийной и отделочно-упрочняющей обработки и исследовать ее возможности по повышению качества поверхностного слоя и производительности.

Основные особенности комбинированной обработки, использующей специальные инструменты, сочетающие в себе режущие и деформирующие элементы, заключаются в том, что скорость главного движения и скорость подачи для каждой из комбинируемых обработок являются одинаковыми, в связи с чем необходимо устанавливать их одновременное влияние на изменение параметров поверхностного слоя при каждой из комбинируемых обработок с учетом зависимости параметров окончательной отделочно-упрочняющей обработки от параметров, формируемых при предшествующей лезвийной.

В основу разрабатываемой методики определения параметров шероховатости поверхностного слоя заложены известные для каждой из отдельных обработок теоретические зависимости (при отделочно-упрочняющей обработке - R_{zoyo}; при лезвийной обработке, исходной для последующей отделочно-упрочняющей - R_{zu})[1, 2]:

$$R_{z\ oy} = S^2/8R + R_{zu} - h_{пл\ oy} + R_{ин\ oy}, \qquad (1)$$

$$R_{zu} = r/\cos\gamma - \sqrt{4r^2 - S^2}/2\cos\gamma + h_{пл\ лез} + R_{ин\ лез}, \qquad (2)$$

где S- подача; R - радиус шарика или поперечный радиус ролика; r – радиус при вершине инструмента; γ - передний угол; $h_{пл\ оуо}$, $h_{пл\ лез}$ - величины пластических деформаций; $R_{ин\ оуо}$, $R_{ин\ лез}$ - высота неровностей профиля шероховатости инструментов.

При комбинированной обработке, учитывающей одновременно (1) и (2):

$$R_{zк} = S^2/8R + \frac{r}{\cos\gamma} - \frac{\sqrt{4r^2 - S^2}}{2\cos\gamma} + \frac{0.5\rho(1-2\tau_0/\sigma_T)(2S + 0.5\rho(1-2\tau_0/\sigma_T))}{32r} -$$

$$- R_{Pu}\left\{\frac{150P(1+f^2)^{0.5}}{\pi R t_{mu} H_\mu \left[\frac{180 - \arccos(S - a_{пл})/a_{пл}}{180}(h_{кин} - h_{уп}) - 2h_{уп}\right]}\right\}^{0,5} + R_{ин}, \qquad (3)$$

где ρ - радиус округления режущей кромки инструмента; τ_0 – удельная сдвиговая прочность; P – рабочее усилие при обкатывании; f – коэффициент трения; H_μ - поверхностная микротвёрдость; $a_{пл}$ – радиус пластического отпечатка; $h_{кин}$ – глубина внедрения инструмента в обрабатываемую поверхность, $h_{уп}$ - величина упругого восстановления; R_{Pu}, t_{mu} - исходные параметры шероховатости: R_{Pu}= 0,65R_{zu}; t_{mu}= 45%; R_u – общая шероховатость рабочих поверхностей инструментов.

Графики зависимости средне-арифметического отклонения профиля R_a от подачи S при отделочно-упрочняющей R_{aoy} и комбинированной обработке $R_{ак}$ представлены на рис.1. В связи с тем, что при комбинированной обработке исходная шероховатость R_{au} переменна и уменьшается с уменьшением подачи, параметр шероховатости $R_{ак}$, формируемый в результате обработки меньше, чем при обычной отделочно-упрочняющей обработке постоянной исходной шероховатостью $R_{a\ лез}$ в области R_{au}<R_{au} и больше при R_{au}>R_{au}.

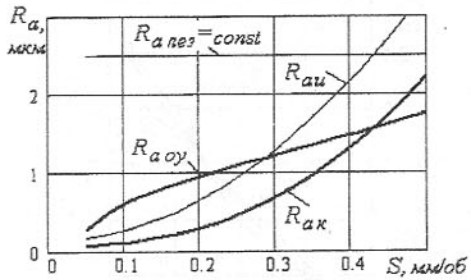


Рис.1. Графики зависимости параметра шероховатости R_a от подачи S при отделочно-упрочняющей $R_{a\ oy}$ (исходная шероховатость R_{au} = const) и комбинированной обработке $R_{ак}$ (исходная шероховатость R_{au} переменна)

Следовательно, при комбинированной обработке для одних и тех же подач может быть достигнут более высокий уровень шероховатости поверхностного слоя, чем при обычной отделочно-упрочняющей обработке.

На основании представленных зависимостей (1), (2) и (3) по известным параметрам обработки может теоретически рассчитываться высота неровностей профиля. Од-

нако, использование этих зависимостей для регламентации режимов обработки весьма затруднительно, в связи с чем целесообразно выполнить их упрощение.

Проведенные в настоящей работе экспериментальные исследования предназначены для установления упрощенных зависимостей параметров шероховатости от условий обработки, а также для проверки их согласованности с указанными теоретическими зависимостями на примере точения и обкатывания.

Условия обработки: токарно-винторезный станок 16К20; прибор для измерения шероховатости - профилометр № 283; детали типа тел вращения, обработанные в различных условиях. Заготовка – сталь 20 ГОСТ 1050-88 диаметром 45 мм. Инструмент - накатник механического типа, однороликовый, с возможностью поворота оси ролика в вертикальной плоскости; ролик цилиндрической формы, диаметр 70 мм, профильный радиус 40 мм, материал – сталь ХВГ ГОСТ 5950-88. Постоянные условия обработки при точении: частота вращения n = 270об/мин, глубина резания t = 0,5мм, радиус r = 2мм; при обкатывании: сила P = 3000 Н, подача S = 0,35 мм/об.

На основании проведенного эксперимента установлені зависимости параметра шероховатости $R_{аточ}$ при точении от подачи S, а также параметра шероховатости $R_{аобк}$ при обкатывании роликом от исходной шероховатости, сформированной при точении $R_{аисх} = R_{аточ}$:

$$R_{аточР}(S) = 27{,}1\, S^{1,7}, \quad R_{аобкР}(R_{аисх}) = 0{,}31\, (R_{аисх})^{0,9}. \qquad (4)$$

На рис. 2 представлены графики экспериментальных $R_{аэксп}$ и расчетных $R_{аР}$ зависимостей параметров шероховатости от условий обработки при точении и

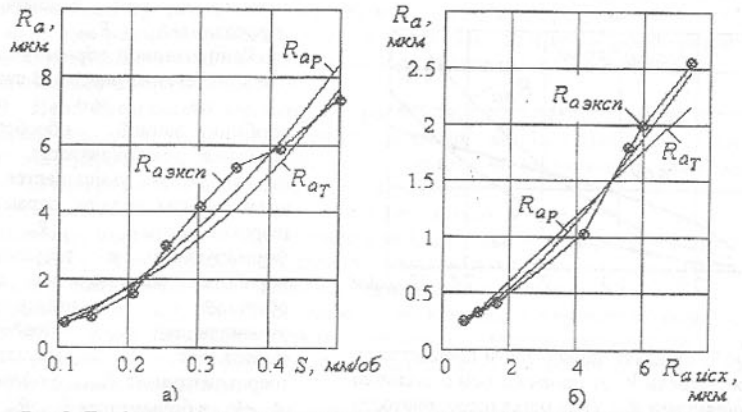


Рис.2. Графики экспериментальных $R_{аэксп}$, расчетных $R_{аР}$ и теоретических $R_{аТ}$ зависимостей параметров шероховатости от условий обработки при точении – а), при обкатывании – б).

обкатывании.

Проверка гипотезы об адекватности моделей производится с использованием критерия Фишера F. Расчетные значения критерия Фишера F_1 = 2,61; F_2 = 1,01 не пре-

вышают критического значения $F_{кр}$, = 4,1, следовательно, рассчитанные модели (4) адекватны результатам эксперимента.

По теоретическим зависимостям (1) и (2) установлено влияние на параметр шероховатости при точении $R_{аточ}$ подачи S и на параметр шероховатости при обкатывании $R_{аобк}$ - исходной шероховатости $R_{аисх}$ для условий проведения экспериментов. Графики указанных теоретических зависимостей представлены на рис. 2 кривыми $R_{аТ}$. Проведено их сравнение с экспериментальными зависимостями. Расчетные значения критерия Фишера F_3 = 4,01; F_4 = 0,18 не превышают $F_{кр}$, следовательно, представленные теоретические модели также адекватны результатам эксперимента.

Полученные результаты дают основание использовать теоретические зависимости (3) и для расчета параметров шероховатости при комбинированной лезвийной и отделочно-упрочняющей обработке. На основании их анализа установлено, что скорость при комбинированной обработке, также как и при обкатывании, практически не влияет на параметр шероховатости.

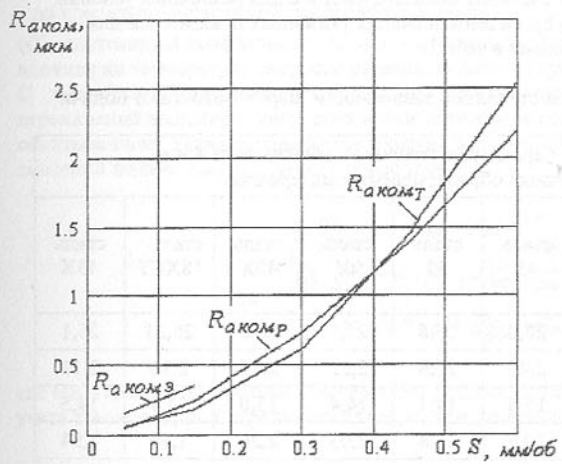


Рис. 3. Графики расчетных $R_{акомР}$, теоретических $R_{акомТ}$ и эмпирических $R_{акомЭ}$ зависимостей параметров шероховатости от подачи S при комбинированной

Графики зависимости параметра шероховатости $R_{акомбТ}$ от подачи S, рассчитанные по теоретической зависимости (3) представлены на рис. 3. Анализ формы полученной кривой $R_{акомбТ}$ свидетельствует о возможности представления ее в степенном виде:

$$R_{аком}(S) = A\, S^{a}.$$

В результате расчетов, выполненных с использованием Mathcad 2001 Professional, для указанных условий обработки установлена зависимость:

$$R_{акомР}(S) = 4{,}93\, S^{1,6}. \qquad (5)$$

Полученная зависимость представлена на рис. 3 кривой $R_{акомР}$. Ошибка при сравнение значений параметров шероховатости обработанной поверхности деталей, определенных по теоретической (3) и расчетной зависимостям (5), не превышает 10%, что свидетельствует о возможности применения зависимости (5) для практического использования.

На рис. 3, наряду с указанными расчетными $R_{акомР}$ и теоретическими $R_{акомТ}$ зависимостями, представлена также эмпирическая зависимость $R_{акомЭ}$, рассчитываемая для по известной формуле [1]:

$$R_{акомЭ} = 228{,}6 v^{-0,11} s^{0,74} r^{-0,78} \gamma^{-0,22} r_p^{-0,26} p^{-1,15} D_p^{0,86}, \qquad (6)$$

где влияния скорости v, подачи s, радиуса при вершине r, переднего угла γ, приведенного радиуса ролика r_p, усилия при обкатывании P и диаметра ролика D_p на шероховатость обработанной поверхности R_a при комбинированной обработке.

Условия комбинированной обработки, использованные для расчетов при построении графиков на рис. 3: материал детали - сталь 45 ГОСТ 1050-88, ролик диаметром 40мм с профильным радиусом 10мм, материал – сталь ХВГ ГОСТ 5950-88, скорость v = 100 м/мин, глубина резания t = 1 мм/об, радиус r = 2мм, передний угол $\gamma = 5^o$, углы в плане $\varphi = \varphi_1 = 45^o$, сила P = 500Н.

Область применения эмпирической зависимости весьма мала (s <0,15мм/об), а ошибка в расчетах в сравнении с предлагаемой зависимостью (5) не превышает 20%, что подтверждает целесообразность ее практического использования в значительно большем диапазоне изменения подач.

Для практического применения степенной зависимости параметра шероховатости $R_{аком}$ при комбинированной обработке от подачи S ($R_{аком}(S) = A\,S^a$) разработана программа расчета значения показателей A и a для различных условий обработки. В качестве примера приведены значения указанных показателей для условий обработки, представленных в табл.1.

Таблица 1- Значения параметров степенной зависимости шероховатости от подачи

Параметры A и a для различных радиусов при вершине r, мм			Значения параметров степенной зависимости A и a для различных обрабатываемых материалов						
			сталь 30	сталь 45	сталь 50	сталь 50Г	сталь 40Х	сталь 18ХГТ	сталь 40Х
Радиус при вершине резца r, мм	0,8	A	35,0	27,0	25,8	25,5	28,6	25,21	25,1
		a	2,83	2,43	2,28	2,22	2,25	2,16	2,11
	1,2	A	16,5	14,6	14,4	14,4	15,0	14,4	14,5
		a	2,48	2,19	2,08	2,03	2,26	1,98	1,94
	1,6	A	10,2	9,67	9,70	9,76	9,75	9,89	10,0
		a	2,25	2,03	1,93	1,89	2,08	1,85	1,81
	2	A	7,27	7,18	7,28	7,35	7,15	7,49	7,62
		a	2,08	1,86	1,82	1,78	1,94	1,75	1,71
	2,4	A	5,66	5,73	5,84	5,92	5,67	6,05	6,17
		a	1,95	1,78	1,73	1,70	1,83	1,66	1,64

Полученные упрощенные зависимости параметра шероховатости $R_{аком}$ от подачи S использованы для оптимизации режимов комбинированной обработки. Оптимизация осуществляется с использованием одного из наиболее распространенных в настоящее время метода линейного программирования [3], позволяющего осуществлять одновременную оптимизацию скорости резания и подачи по критерию

максимальной производительности с учетом действующих при механообработке ограничений.

В качестве целевой функции рассматривается производительность обработки, определяемая основным временем $to = L/ns$ с учетом длины обработки L, частоты вращения n и подачи s. Максимум производительности достигается при минимуме основного времени, или максимуме произведения $n{\cdot}s \to max$. В результате выполненных ранее исследований [3] для оптимизации параметров совместного точения и обкатывания роликами обоснованы следующие основные ограничения:

- по режущим возможностям инструмента $\pi Dn/1000 \le C_V K_V / T^m t^{x_v} S^{y_v}$,

(D – диаметр обработки, C_V, K_V – коэффициенты и x_v, y_v, m – показатели, характеризующие степень влияния глубины t, подачи S и стойкости T на скорость резания V);

- по предельно допустимой шероховатости поверхности $AS^a \le R_a$;

- по предельно допустимой температуре резания $C_t t^{x_t} S^{y_t} V^{n_t} \le \Theta_{доп}$,

(C_t - постоянный коэффициент, n_t, y_t, x_t – показатели степени, характеризующие степень влияния на температуру скорости резания, подачи и глубины резания).

С использованием метода линейного программирования с учетом указанных ограничений выполнен поиск оптимальные режимов совместной обработки точением и обкатыванием. Установлены аналитические выражения для определения оптимальных значений подачи $S_{опт}$ и скорости обработки $V_{опт}$:

$$S_{опт} = (R_a/A)^{1/a} \quad ; \tag{7}$$

$$V_{опт} = \begin{cases} \left(\Theta \cdot S_{опт}^{-yt} / C_t \cdot t^{xt}\right)^{\frac{1}{zt}}, если\ \Theta_д < \Theta_0; \\ C_V \cdot K_V / T^m \cdot t^{X_V} S_{опт}^{y_v}, если\ \Theta_д \ge \Theta_0, \end{cases} \tag{8}$$

где Θо – граничное значение температуры резания, определяющее необходимость учета температурных ограничений при расчете режимов совместной обработки:

$$\Theta_o = C_t t^{x_t} \left(C_V K_V / T^{m_v} t^{x_v}\right)^{n_t} \left[A/R_a\right]^{\frac{(y_v n_t - y_t)}{a}}. \tag{9}$$

Полученные аналитические зависимости позволяют рассчитывать оптимальные режимы обработки для различных условий точения и обкатывания с обеспечением максимально достижимых производительности и качества поверхностного слоя обрабатываемой детали. Обоснована возможность существенного повышения уровня шероховатости поверхностного слоя и производительности при использовании комбинированной обработки. Разработанная методика может быть применена для любых видов комбинированной лезвийной и отделочно-упрочняющей обработки.

Таким образом, в результате проведенных теоретических и экспериментальных исследований решена важная практическая задача определения параметров шероховатости поверхностного слоя и оптимизации режимов комбинированной лезвийной и отделочно-упрочняющей обработки, обеспечивающих максимальную производительность для любых заданных условий и требований к качеству обработанных поверхностей.

Список литературы: **1.** Суслов А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. – М.: Машиностроение, 2000. – 320с. **2.** Качество машин: Справочник. В 2 т. Т.1 / А.Г. Суслов, Э.Д. Браун и др. - М.: Машиностроение, 1995.-256с. **3.** Ивченко Т.Г., Дубоделова О.С. Оптимизация параметров процесса комбинированной лезвийной и отделочно-упрочняющей обработки // Машиностроение и техносфера на рубеже XX1 века. Сб. трудов X11 международной конференции в г. Севастополе 12-17 сентября 2005г. В 5-и томах. - Донецк: ДонНТУ, 2005.Т.2. - С.34 -36. **4.** Старков В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве. - М.: Машиностроение. 1989. - 296с.

Сдано в редакцию 12.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ОЦЕНКА ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ШАТУННЫХ ПОДШИПНИКОВ ГМК МК8

Игуменцев Е.А., Сапрыкин С.А., Полищук О.Ф., Сапрыкин А.С
(УкрНИИГаз, ХНУРЭ, г. Харьков, Уркина)

The method of monitoring of technical state of disposed on one con-rod neck of a crankshaft bearing is designed, which one ensures veracity of outcomes of diagnosing and slashes operation expenditures.

Обеспечение высокой надежности газомоторных компрессоров (ГМК) невозможно без наличия эффективных средств, методов контроля и. прогнозирования их технического состояния. Особенно важной задачей является диагностика подшипников скольжения коленчатого вала, выход которого из строя приводит к серьезным авариям и выведению агрегата из эксплуатации на длительный период (рис. 1).

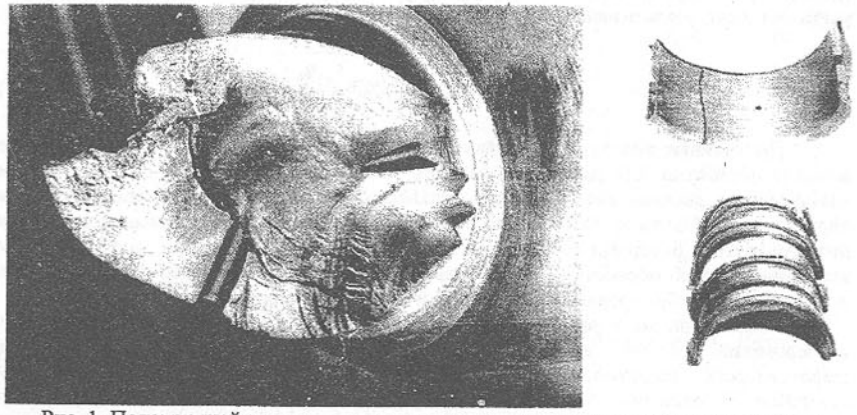


Рис. 1. Поломка шейки коленчатого вала и разрушение шатунных подшипников ГМК МК8.

Существующие способы оценки технического состояния подшипников скольжения ГМК связаны со значительными трудностями, так как сложно разделить влияние многообразия конструктивных и эксплуатационных факторов. Вместе с тем, до настоящего момента не разработана методика диагностирования для двух шатунных подшипников, расположенных на одной шейке коленчатого вала.

К этому классу относится ГМК МК8, у которых на широких шатунных шейках коленчатого вала (1, 4, 6, 8) расположены два шатунных подшипника двигателя и компрессора (рис. 2), а на 2, 3, 5, 7 шейках располагаются только шатуны двигателя.

Вкладыши шатунных подшипников изготовлены из специального алюминиевого сплава АО-20, а вкладыши шатуна компрессора изготовлены из бронзы с заливкой рабочей поверхности баббитом. В этом случае возникает ряд сложностей для раздельного диагностирования технического состояния шатунных подшипников коленчатого вала ГМК МК8.

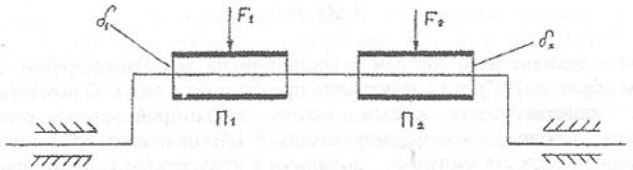


Рис. 2. Схема расположения двух шатунных подшипников на одной шейке коленчатого вала. δ_1 и δ_2 — зазоры в подшипниках (компрессорном и силовом); F_1 и F_2 — силы, действующие на подшипник со стороны поршней; Δt_1 и Δt_2 — время действия F_1 и F_2.

В основу метода положены результаты комплексных исследований работоспособности подшипников коленчатого вала ГМК МК8, которые позволили обеспечить разделение диагностических признаков при оценке технического состояния подшипников скольжения, расположенных на одной шейке коленчатого вала [1, 2, 3].

Алгоритм диагностирования основан на особенностях вибрационных сигналов при различных соотношениях зазоров. Для выделения вибрации, связанной с каждым подшипником, выбираются в пределах каждого оборота вала интервалы времени, в которые происходят соударения в подшипниках. Усреднением значений вибрации достигается исключение случайных выбросов и выделение закономерностей. После первого усреднения результат, полученный для интервала времени «активного» соударения первого подшипника используется как пороговое значение для вибрации в интервале времени «активного» соударения второго подшипника и наоборот. Перекрестная амплитудная селекция дает возможность определить состояние — оба подшипника неисправны. При этом средние значения уменьшаются, а разброс амплитуд ударных импульсов увеличивается, что приводит к появлению сигналов, превышающих уровни амплитудной селекции. Полученные сигналы усредняются и используются в качестве диагностических признаков [4].

Устройство, реализующее данный метод, представлено на рис. 3.

Устройство включает в себя вибропреобразователь 1, частотный фильтр 2, ключи 3 и 4, формирователь стробирующих импульсов 5, устройства усреднения 6, 7, 8, 9, амплитудные селекторы 10, 11 и логический блок 12. Схема устройства усреднения может быть выполнена в нескольких вариантах. Предпочтительной является схема усреднения, выполненная на операционном усилителе.

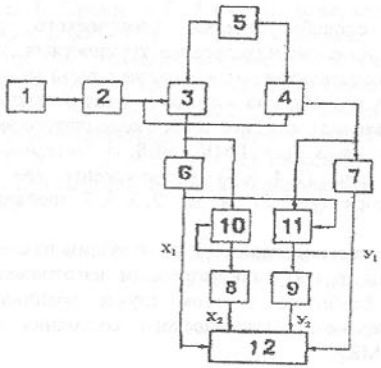


Рис. 3. Устройство для диагностирования шатунных подшипников скольжения ГМК МК8.

Оценка технического состояния подшипников данным способом производится следующим образом. Вибрация измеряется преобразователем 1. С помощью фильтра 2 выделяется информативная полоса частот, в которой проявляется вибрация подшипников. Ключи 3, 4 и формирователь 5 обеспечивают временную селекцию (стробирование), выделяя импульсы, связанные с конкретным подшипником в каждом периоде вращения вала.

Формирователь 5 представляет собой датчик (обмотку из изолированного медного провода на ферритовом кольце), который надевается на провод зажигания, и связанные с датчиком ждущие мультивибраторы. Соударения в подшипниках во времени жестко связаны с импульсом зажигания, поэтому подбором длительности импульсов ждущих мультивибраторов можно выделить любой интервал времени в пределах периода вращения вала. Временные диаграммы формирователя 5 показаны на рис. 4.

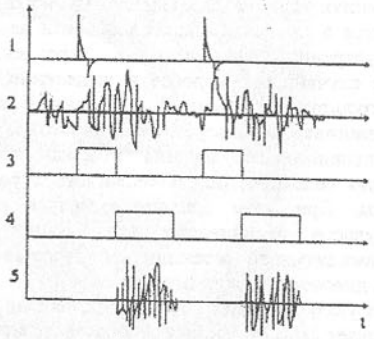


Рис. 4. Временные диаграммы формирователя. 1 — импульс зажигания; 2 — вибросигнал; 3 — импульс первого мультивибратора; 4 — импульс второго мультивибратора; 5 — интервалы вибросигнала, выделенные вторым мультивибратором.

Если за один оборот необходимо выделить несколько интервалов времени, то, соответственно, используется несколько мультивибраторов.

Отфильтрованные и отселектированные во времени сигналы усредняются и подаются на входы логического блока 12 и амплитудных селекторов 10 и 11. При этом среднее значение параметра вибрации первого канала используется в качестве порогового для второго канала и наоборот, т.е.:

$$Y_2 = \begin{cases} \Phi_2(Y_2), & \text{ďďč } X_{1cp} < \max(A_2, B_2), \\ 0, & \text{ďďč } X_{1cp} > \max(A_2, B_2). \end{cases}$$

$$X_2 = \begin{cases} \Phi_1(X_2), & \text{ďďč } Y_{1cp} < \max(A_1, B_1), \\ 0, & \text{ďďč } Y_{1cp} > \max(A_1, B_1). \end{cases}$$

где A_i, B_i — амплитуды колебаний шатунных подшипников коленчатого вала.

Параметром вибрации может быть амплитуда вибросмещения, виброскорости или виброускорения (в зависимости от типа датчика).

Если импульсы, поступающие на входы амплитудных селекторов, превышают пороговые уровни, то на входах последних появляются сигналы с некоторой амплитудой, которая усредняется в устройствах 8 и 9, и результаты усреднения подаются на входы логического блока 12. Логический блок представляет собой четыре схемы совпадения и четыре компаратора, формирующие «единичные» сигналы для управления схемами совпадения. Индикация состояния подшипников осуществляется с помощью светодиодов, включенных на выходе схем совпадения, которые загораются при наличии дефектов.

Рассмотрим методику оценки технического состояния подшипников, расположенных на одной широкой шатунной шейке коленчатого вала ГМК МК8. Возможны четыре варианта состояния подшипников:

1. δ_1 и δ_2 имеют допустимые значения;
2. δ_1 — увеличен, δ_2 — в норме;
3. δ_2 — увеличен, δ_1 — в норме;
4. δ_1 и δ_2 увеличены.

В первом варианте при нормальных зазорах ударные импульсы не превышают допустимых значений по амплитуде.

При этом колебания подшипника $П_2$, связанного с подшипником $П_1$, при перекладках поршня стабильны и имеют небольшой разброс по амплитуде в моменты Δt, и наоборот.

Пусть A_1 — амплитуда основных колебаний первого подшипника, A_2 — амплитуда колебаний первого подшипника, вызванных ударами во втором подшипнике (рис. 5), X_{1cp} — среднее значение колебания в интервале времени Δt_1, а X_{2cp} — среднее значение этих колебаний после селекции.

Аналогично обозначим амплитуды и средние значения для второго подшипника B_1, B_2 (см. рис. 5), Y_{1cp}, Y_{2cp}. B_1 — амплитуда колебаний второго подшипника, вызванная ударами в первом подшипнике, B_2 — амплитуда основных колебаний второго подшипника (см. рис. 5), Y_{1cp} — среднее значение колебаний в интервале времени Δt_2, Y_{2cp} — среднее значение этих колебаний после временной амплитудной селекции:

$$X_{1cp} = \frac{1}{\Delta t_1} \int_{t_1}^{t_1+\Delta t_1} \left| A(t)\sin(\omega t + \varphi_1) \right| dt,$$

$$Y_{1cp} = \frac{1}{\Delta t_2} \int_{t_2}^{t_2+\Delta t_2} \left| B(t)\sin(\omega t + \varphi_2) \right| dt,$$

$$X_{2cp} = \begin{cases} \frac{1}{\Delta t_1} \int_{t_1}^{t_1+\Delta t_1} \left| A(t)\sin(\omega t + \varphi_1) - Y_{1cp} \right| dt, & \text{ďđč } Y_{1cp} < \max(A_1, B_1), \\ 0, & \text{ďđč } Y_{1cp} \geq \max(A_1, B_1), \end{cases}$$

$$Y_{2cp} = \begin{cases} \frac{1}{\Delta t_2} \int_{t_2}^{t_2+\Delta t_2} \left| B(t)\sin(\omega t + \varphi_2) - X_{1cp} \right| dt, & \text{ďđč } X_{1cp} < \max(A_2, B_2), \\ 0, & \text{ďđč } X_{1cp} \geq \max(A_2, B_2). \end{cases}$$

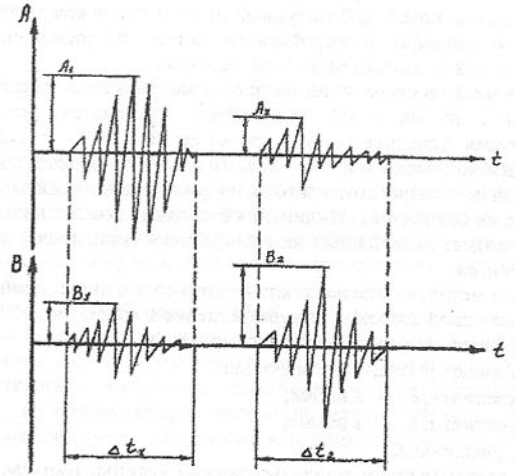


Рис. 5. Амплитуды колебаний шатунных подшипников коленчатого вала.

В первом варианте величины A_1, A_2, B_1, B_2, X_{1cp}, X_{2cp}, Y_{1cp}, Y_{2cp} имеют допустимые значения.

Во втором варианте при увеличенном зазоре δ_1, сила F_1 возрастает и, соответственно, возрастает амплитуда ударных импульсов с резонансной частотой подшипника $П_1$. Амплитуда ударных импульсов в моменты Δt_1, с резонансной частотой подшипника $П_2$ увеличивается незначительно, т.к. зазор δ_2 небольшой и контакт вала с подшипником стабильный.

При этом амплитуда импульсов с резонансной частотой подшипника $П_1$ в моменты действия силы F_2 будет нестабильной, т.к. нестабильный контакт вала с подшипником из-за большого зазора δ_1.

Значения A_1, B_1 и X_{1cp} возрастают, X_{1cp} с выхода устройства усреднения подается на вход амплитудного селектора 11 и, если X_{1cp} больше A_2, B_2, то Y_{2cp} равняется нулю, т.к. сигналы на вход устройства 9 усреднения не проходят.

Наибольшая неопределенность наступает при обоих увеличенных зазорах δ_1 и δ_2. Ударные импульсы при воздействии сил F_1 и F_2 в моменты времени Δt_1 и Δt_2 с соответствующими резонансными частотами имеют повышенные амплитуды.

Колебания с резонансной частотой подшипника $П_2$ в момент действия силы F_1 будут иметь большой разброс амплитуд из-за нестабильного контакта с валом.

Аналогичным образом возбуждаются резонансные колебания подшипника $П_1$ в моменты времени Δt_2.

При увеличенных зазорах в обоих подшипниках возрастают амплитуды A_1 и B_2. Амплитуды «пассивных» колебаний B_1 и A_2 будут иметь разброс значений из-за нестабильного контакта с валом. X_{1cp} и Y_{1cp} будут меньше, чем во втором варианте при одном увеличенном зазоре. Следовательно, на выходах амплитудных селекторов 10 и 11 появятся сигналы, и X_{1cp}, X_{2cp} и Y_{1cp} не равняется нулю.

Если обозначить через $\bar{\delta}_i$ допустимое значение зазора в i-том подшипнике, то можно ввести единичную функцию $T(\delta_i)$ состояние зазора δ_i в i-том подшипнике, которая равна:

$$T(\delta_i) = \begin{cases} 0, & \text{ďđč } \delta_i \leq \bar{\delta}_i, \\ 1, & \text{ďđč } \delta_i > \bar{\delta}_i. \end{cases}$$

Аналогично введем единичные функции состояния средних значений колебаний в переменных $X_{i\,cp}$, $Y_{i\,cp}$:

$$S(X_{i\,cp}) = \begin{cases} 0, & \text{ďđč } X_{i\,cp} \leq X_{i\,0}, \\ 1, & \text{ďđč } X_{i\,cp} > X_{i\,0}. \end{cases}$$

$$S(Y_{i\,cp}) = \begin{cases} 0, & \text{ďđč } Y_{i\,cp} \leq Y_{i\,0}, \\ 1, & \text{ďđč } Y_{i\,cp} > Y_{i\,0}. \end{cases}$$

При $S(X_{i\,cp}) \cup S(Y_{i\,cp}) = 0$, $i = 1,2$ оба подшипника исправны, т.е. $T(\delta_1) \cup T(\delta_2) = 0$.

При $S(X_{i\,cp}) = 1$, $i = 1,2$ неисправен первый подшипник, т.е. $T(\delta_1) = 1$, $T(\delta_2) = 0$.

При $S(Y_{i\,cp}) = 1$, $i = 1,2$ неисправен второй подшипник, т.е. $T(\delta_1) = 0$, $T(\delta_2) = 1$.

При $S(X_{i\,cp}) = 1$, $S(Y_{i\,cp}) = 1$, $i = 1,2$ неисправны оба подшипника, т.е. $T(\delta_1) \cup T(\delta_2) = 1$.

Таким образом, комбинация сигналов X_{1cp}, X_{2cp}, Y_{1cp}, Y_{2cp} дает возможность отдельно оценить техническое состояние подшипников, имеющих тесную кинематическую связь.

Метод контроля технического состояния подшипников коленчатого вала ГМК МК8 успешно прошел приемочные испытания и рекомендован для внедрения на компрессорных станциях газопроводов и подземных хранилищ газа. Метод обеспечивает достоверность результатов диагностирования и, следовательно, снижение эксплуатационных затрат.

Список литературы: 1. Бесклетный М.Е., Сапрыкин С.А. Комплексные исследования работоспособности подшипников коленчатого вала ГМК МК8 //Геология, бурение и разработка газовых и морских нефтяных месторождений:

Э.И. / ВНИИИЭГазпром. — 1985. — № 4. — С.23-25. **2.** Сапрыкин С.А. Поиск вибродиагностических признаков подшипников скольжения коленчатого вала ГМК МК8 / С. Сапрыкин, М. Бойко, В. Торгонский, Т. Битная, А. Нефедов // Нефтяник. — 1994. — № 3. — С.34-36. **3.** Сапрыкин С.А., Бойко М.В., Полищук О.Ф. Диагностирование шатунных подшипников ГМК 10ГКН // Газовая промышленность. — 1990. — № 11. — С.28-31. **4.** Патент 26494 Украина G01M 13/04. Спосіб контролю технічного стану підшипників колінчатого валу / Саприкін С.О., Поліщук О.Ф., Бойко М.В., Таргонський В.В. (Україна). — 93007711; заявлено 05.11.93; опубл. 11.10.99. Бюл. № 6. — 3с.

Сдано в редакцию 12.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ОЦЕНКА И ПРОГНОЗИРОВАНИЕ РЕСУРСА ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ПРИ ДЛИТЕЛЬНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ

Игуменцев Е.А., Черныш И.Ю. *(УИПА, г. Харьков, Украина)*

The analysis of existing methods of definition of a residual resource of centrifugal gas compressors with a durable operating time will be carried . The tasks of development of an optimal method of definition of a residual resource are marked.

Общая постановка проблемы и ее связь с научно-практическими задачами. Перед газотранспортной отраслью Украины в начале 21 века стоит важная проблема структурного и качественного обновления газотурбинных установок на компрессорных станциях. Современные газотурбинные установки являются сложным техническими объектами с напряжённым рабочим процессом, что требует применения для их создания качественных жаропрочных материалов на основе стратегически ценного металла - никеля, современных технологий изготовления деталей, сложных процедур проверки их качества, дорогостоящих программ испытаний. Элементы газотурбинных установок работают при высоких давлениях и температурах рабочего тела. Значительные динамические нагрузки и высокие градиенты изменения параметров вызывают появление усталостных трещин, а коррозионные процессы в среде, содержащей серу, натрий, калий из продуктов сгорания топлива, ускоряют разрушение деталей.

Цель исследований. Указанные деградационные явления имеют случайный характер и не поддаются точному расчёту при проектировании установок, а скорость изменения прочностных свойств материалов во многом зависит от уровня основных эксплуатационных факторов: наработки на основных режимах, числа за пусков, числа аварийных установок, качества топлива и т.п. Следовательно, уровень надёжности вновь создаваемых газотурбинных установок не поддаётся точному расчёту при проектировании и не может быть достоверно подтверждён при испытаниях вследствие высокой стоимости экспериментальных исследований часто уникальных объектов.

Результаты исследований. При оценке надёжности газотурбинных установок в качестве одного из показателей используют ресурс R_p — расчётное время функционирования ГТК до момента достижения предельного состояния.

В эксплуатации более объективной мерой надёжности может служить $R_э$ — эквивалентный ресурс — количественная оценка фактической долговечности, которая равна расчётному значению ресурса при значении эксплуатационных факторов, соответствующих уровню, указанному в НТД. Если уровень эксплуатационных факторов

выше нормативного значения (заложенного в запас долговечности ГТК), то $R_э < R_p$ и наоборот. Отношение этих величин определяет так называемый фактор долговечности ГТК: $F_R = R_э / R_p$, который в общем случае является случайной величиной.

Если понимать процесс управления технической системой как процесс перевода её в желаемое состояние, то в эксплуатации ГТК существует задача управления расходом ресурса с целью минимизации затрат на техническое обслуживание и на восстановление после отказа. Минимизация затрат достигается при значении фактора долговечности $F_R = 1$, что обеспечивается выбором рациональной стратегии технического обслуживания ГТК, а также соответствующих программ функционирования установок. Метод управления расходом ресурса — это контроль эксплуатационных факторов при функционировании ГТК и использование специально созданных математических моделей для расчёта влияния этих факторов на расход ресурса.

Если в эксплуатации установок постоянно наблюдается $F_R < 1$, то сокращаются расчётные сроки функционирования установки и их приходится досрочно капитально ремонтировать или менять на новые. В случае, если $F_R > 1$, то не амортизируются начальные затраты на разработку ГТК и после выработки расчётного ресурса имеется определённый запас долговечности, который не всегда можно реализовать из-за достигнутого предельного состояния ГТК по другим показателям, например экономичности. При достаточно обоснованной модели расхода эквивалентного ресурса можно в этом случае оценить допустимое время эксплуатации установки даже после выработки назначенного ресурса.

Таким образом, наличие заранее созданной и достаточно корректной математической модели расхода ресурса может способствовать решению следующих задач:

– уточнять выработку назначенного ресурса на отдельных ГТК при наличии на КС нескольких однотипных установок;
– планировать сроки проведения очередных профилактических работ и своевременно заказывать необходимые запасные части и расходное имущество, планировать использование ГТК в соответствии с её фактическим техническим состоянием;
– предотвращать отказы ГТК и тем самым повышать эффективность функционирования компрессорной станции.

Для многих существующих ГТК разработаны модели расхода ресурса и накоплен опыт их применения в практике эксплуатации. Примеры таких моделей можно найти, например, в монографии Г.Г. Ольховского, где показано, что разработкой подобных моделей заняты многие ведущие газотурбостроительные фирмы мира. В тоже время понятно, что существующие модели расхода ресурса создавались для конкретных установок и не могут применяться вне рассмотренных типов ГТК. Разработка методики создания моделей расхода ресурса является актуальной и в то же время сложной в научном плане задачей, решение которой позволит более обоснованно управлять эксплуатацией газотурбинных энергетических установок.

Создание моделей расхода ресурса принципиально может базироваться на экспериментальных или расчетных методах.

Экспериментальные методы предусматривают:

– исследование повреждений в деталях ГТК неразрушающими методами;
– изучение изменений структуры и фазового состава металла основных деталей;
– определение изменений механических свойств: длительной, усталостной и термоусталостной прочности деталей после эксплуатации и образцов, вырезанных из них.

Недостатком этого метода является то, что в каждом исследуемом состоянии деталей необходимо проведение большого объема экспериментальных работ. Кроме

того, надежность результатов прогноза работоспособности деталей, узлов и всей газотурбинной установки зависит от длительности проведенных испытаний и степени обоснованности методик проводимых экстраполяции значений долговечности.

Расчетные методы используют гипотезу накопления статических, усталостных, термоусталостных и коррозионо-эрозионных повреждений в процессе эксплуатации. Повреждения при работе на стационарных и нестационарных режимах эксплуатации наиболее нагруженных деталей ГТК (рабочие лопатки и диски турбины, лопатки компрессора, направляющие аппараты турбины) оцениваются расчетными методами. Исключение составляют камеры сгорания и газосборники, методики расчета прочности которых практически отсутствуют.

Л.Б. Гецов предложил общий алгоритм для определения расхода ресурса газотурбинных двигателей:

Эквивалентный ресурс двигателя

Лопатки компрессоров	Диски компрессоров	Лопатки турбин	Диски турбин	Обода НА	шестерни	Жаровые трубы (вставка)

Расчёт расхода ресурса ГТК

Методика расчета расхода ресурса	Эксплуатационная модель	Характеристика материала как функция температуры, времени эксплуатации и программы нагружения

Модель суммирования повреждений	Методика определения единого запаса прочности	Индивидуальный счетный режим

На схеме расчета расхода ресурса ГТК, включающая в себя следующие этапы:

– выбор модели суммирования повреждений и метода определения единого запаса прочности деталей;

– определение эксплуатационной модели;

– определение характеристик материалов, как функций времени, температуры и программы нагружения при эксплуатации, а также зависимости характеристик материала от окружающей среды; выбор методик расчета.

Метод отличает тщательная проработанность всех этапов решения задачи оценки ресурса ГТК в эксплуатации.

Существуют другие расчетные методы прогнозирования эквивалентного ресурса деталей ГТК, находящихся в условиях длительной эксплуатации, например, метод определения остаточного ресурса лопаток (как наиболее нагруженных элементов ГТК) при термоциклическом нагружении. Он основан на использовании результатов расчета размахов упругих деформаций и использовании зависимости:

$$\Delta\varepsilon^{m} N = c\left(T_{max}\cdot\tau_{ц}\right),$$

обобщающей экспериментальные данные испытании материала на термоусталость по методике Коффина при максимальной температуре лопатки T_{max} в условиях длительности цикла $\tau_ц$ отвечающей эксплуатационной. Остаточная долговечность лопатки $N_{ост}$ определяется по формуле:

$$N_{ост} = \frac{c}{\left(\Delta\varepsilon_{д}\cdot k\right)^{m} - N_{ф}},$$

где $\Delta\varepsilon_д$ —максимальная величина размаха деформаций из числа рассчитанных для различных участков лопатки; k — нормировочный коэффициент запаса прочности; $N_ф$ — число пусков-остановов ГТК к рассматриваемому моменту времени; N — общее число пусков; $\tau_ц$ — длительность цикла; c — теплоемкость.

Для случая, когда повреждения накапливаются в условиях различных нестационарных режимов, остаточный ресурс может быть рассчитан по формуле:

$$N_{ост} = \left[\sum\frac{c_i}{N_{фi}\left(\Delta\varepsilon_{дi}\cdot k\right)^{m}} - 1\right]\cdot\sum N_{фi},$$

где члены с индексом i относятся к соответствующим режимам, пускам, маневрам.

Большими возможностями обладает методика, основанная на расчете кинетики напряженно-деформированного состояния лопатки, работающей в условиях циклической нагруженности, и на деформационном критерии разрушения:

$$\sum\frac{\Delta P_1^{n}}{c_1} + \sum\frac{P_1}{\varepsilon_n} = 1,$$

где ΔP и P — размах деформаций ползучести и односторонние накопленная деформация ползучести за цикл. В этом случае остаточная долговечность определяется по формуле:

$$N_{ост} = \left[\frac{1}{\dfrac{K_1^1\sum\Delta P}{c_1} + \dfrac{K_2^1\sum P}{\varepsilon_n}} - 1\right]\cdot N_{ф},$$

где K^1_1, K^1_2 — нормировочные запасы прочности соответственно по термоциклическим и статическим повреждениям.

Существует метод прогноза расхода ресурса для других элементов ГТК, например, ободов (важных и сильно нагруженных элементов ГТК) направляющих аппаратов (НА), который заключается в расчете остаточного ресурса ободов НА с использованием экспериментальных данных по формуле:

$$N_{ост} = \left[\left(\frac{K_ф}{K}\right)^{m} - 1\right]\cdot N_{ф},$$

где m — коэффициент наклона кривой термической усталости; $K_ф$ — коэффициент запаса для фактического числа нестационарных режимов; K — нормированное значение коэффициента запаса.

Для методик расчётной оценки остаточного ресурса Гецов Л.Б. предложил производить суммирование повреждений в деталях на различных режимах, в случае многорежимной работы ГТК на основе принципа линейного суммирования:

$$\Pi_{\Sigma} = \sum\Pi_i.$$

Повреждения Π_i на частичных режимах связаны с запасами прочности, относящимися к этим режимам, зависимостью:

$$П_i = 1/K_i^{m_i},$$

где K_i — запас прочности, определенный расчетом; $m_i = f(T_i)$ — наклон кривой разрушения в двойных логарифмических координатах.

Определение остаточного ресурса детали на нестационарных режимах эксплуатации производится в данном случае следующим образом.

1. Определяется суммарное повреждение детали применительно к выработке ресурса в условиях, которые соответствуют техническим условиям:

$$П_\Sigma = \sum_{i=1}^{a}\left(1/K_i^{m_i}\right).$$

2. Определяются относительные повреждения за один цикл:

$$П_i = \frac{1}{K_j^{m_j}\cdot N_{iаб}}; \quad \chi_j = \frac{П_j}{П_\Sigma}.$$

3. Определяются относительные повреждения на фактических режимах. Суммарное относительное повреждение в этом случае равно:

$$\chi_\Sigma = \sum \chi_{бi} n_{бi},$$

отсюда находится остаточный ресурс:

$$P_{iаб} = \left(1-\chi_\Sigma\right)\cdot 100\%.$$

Таким же образом, по мнению Гецова Л.Б., можно определить общие запасы прочности:

$$K = \left[\frac{1}{\sum\left(1/K_i\right)^{m_i}}\right]^{\frac{1}{m}}.$$

Среди всех рассмотренных выше методов, метод определения остаточного ресурса разработанный Л.Б. Гецовым, можно использовать для разработки моделей расхода ресурса. Данный метод не требует остановки и разборки, агрегата, для проведения освидетельствования его элементов. В тоже время, для определения остаточного ресурса необходимы данные о запасе прочности элементов, определенных расчетом и кривые разрушения, которые могут быть в наличии только у разработчика, что делает их не всегда доступными. Все остальные исходные данные для расчёта носят статистический характер и определяются непосредственно на производстве.

Анализ погрешностей результатов вычисления ресурса деталей ГТК показал, что для получения достоверного результата нужно иметь надежные усталостные характеристики. Но даже и при наличии таких данных минимальное значение ресурса отличается от максимального почти на два порядка. Таким образом, предложенный метод может применяться в основном в конструкторских бюро, но только для определения приблизительных или прикидочных параметров ресурса.

Ветров А.Н., Кучер А.Г., Снегирев Н.А. предлагают расчётный метод прогнозирования остаточного ресурса деталей авиадвигателей, позволяющий контролировать исчерпание в процессе эксплуатации заложенных при проектировании запасов работоспособности по предельной температуре. В основу метода положено вероятностное сопоставление полетных максимумов температур деталей с предельными температурами их материалов. Распределения полетных максимумов и предельных температур представлены законами экстремального типа, параметры которых

рекомендовано оценивать методом наименьших квадратов. Для остаточного гамма-процентного ресурса деталей получен ряд интегральных соотношений требующих применения численных методов. Метод предполагает вероятностное сопоставление максимальных температур какой-либо детали двигателя T_{max}, измеренных (прямо или косвенно) в каждом полете из реализованной совокупности подконтрольных (предшествующих моменту контроля) полетов, с предельной температурой материала детали $T_{пр}$, полученной по схеме «непревышений»:

$$P(N_R) = Вер\left[T_{max}(N_R) < T_{dtf}\right],$$

где $P(N_R)$ — вероятность безотказной работы детали по условию не достижения в эксплуатации предельной температуры за N_R прогнозируемых полетных циклов работы двигателя.

Необходимое для оценки вероятности $P(N_R)$ распределение максимальных температур T_{max}, зарегистрированных в каждом из N_K подконтрольных полетов, может быть описано законом 3-го типа статистики экстремальных величин разрушения на фиксированный уровень максимальных напряжений $\sigma_{экв} = 200$ МПа по формуле:

$$N_{экв} = \sum_i N_i\left(\sigma_i/\sigma_{экв}\right)^m,$$

где N_i, a_i — число циклов нагружения и амплитуда максимальных напряжений на i-ом этапе; m = 8.

Данный метод позволяет проводить контроль наличия усталостных повреждений и давать оценку ресурса работы лопаток ГТК. Относительно невысокая стоимость оборудования, малая трудоемкость контроля и надежность при использовании этого метода оценки остаточного ресурса могут дать значительный экономический эффект. Данный метод позволяет легко и самое важное точно наблюдать и определять состояние элементов агрегата. Недостатком метода являются обязательное наличие специальной аппаратуры для проведения измерений, которая является довольно дорогостоящей и невозможность снятия показаний с подвижных частей агрегата без его остановки и разборки.

Большинство перечисленных методов кроме собственных недостатков имеют один общий - все они созданы для определенных типов ГТК, а применение их для других установок является невозможным. Многие методы создавались для решения текущих задач и поэтому не обладают достаточной общностью. Часто авторы различных методов оценки и прогнозирования расхода ресурса не используют фундаментальных разработок известных специалистов в области прочности и надёжности технических объектов. Этим можно объяснить отсутствие до настоящего времени общей и достаточно обоснованной методики разработки моделей расхода ресурса ГТК.

Как уже отмечалось, существует необходимость создания такой методики для проектируемых и существующих газотурбинных установок в интересах обеспечения эффективного функционирования объектов.

Выводы. Учитывая сложность и многоплановость проблемы разработки методики создания моделей расхода ресурса ГТК (или иначе, моделей расхода эквивалентного ресурса), намечено решить следующие конкретные задачи:

– выполнить детальный анализ методов оценки долговечности газотурбинных установок и существующих моделей расхода ресурса;

– исследовать закономерности расхода ресурса при эксплуатации ГТК;

– разработать методику создания моделей расхода эквивалентного ресурса энергетических газотурбинных установок;
– оценить влияние эксплуатационных факторов на расход ресурса;
– разработать методику расчёта оптимальных сроков регламентных работ ГТК на основе моделей расхода эквивалентного ресурса.

Список литературы: **1.** Г.Г. Ольховский. Энергетические газотурбинные установки. М.: Энергатомиздат, 1985. — 304с. **2.** Л.Б. Герцов. Прогнозирование остаточного ресурса высокотемпературных деталей ГТУ при нестандартных условиях эксплуатации // Тяжелое машиностроение. — №1. — 1997. **3.** Л.Б. Герцов. Материалы и прочность деталей газовых турбин. — М.: Недра, 1996. 4. Расчет на прочность авиационных газотурбинных двигателей / И.А. Биргер, В.М. Даревский, И.В. Демьянушко и др. — М.: Машиностроение, 1984. – 208 с.

Сдано в редакцию 25.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ПРИСПОСОБЛЕНИЕ ДЛЯ ВИБРАЦИОННОЙ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ (ТМО) НАПЛАВЛЕННЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Касрадзе Д.Х., Касрадзе Т.Д., Гачечиладзе Г.Р.
(Технический Университет Грузии, Тбилиси, кафедра технологии машиностроения)

The device represented in the article is the element of technological fitting out at vibrating thermomechanical processing of welding cylinder surfaces. This gives an opportunity to unite the welding processing, thermomechanical forming of cylinder surface and its vibrating finishing to unite complex technological operation, that contributes to getting surfaces with high quality operating features.

Восстановление металлических цилиндрических поверхностей наплавкой и ТМО характеризуется не только высокой экономичностью, но и высоким техническим эффектом [1, 2]. При включении в процессе восстановления наплавкой вибрационную ТМО, намного улучшается качество и, вообще, эксплуатационные показатели восстановленных поверхностей. Технологическое тепло, которым сопровождается процесс наплавки, образующееся плавлением электродной проволоки, является термическим источником для вибрационной ТМО при восстановлении металлических поверхностей. Оптимальная температура в зоне деформирования, с целью достижения высокой плостичности и структурообразования наплавленного металла, подбирается выбором расстояния между наплавочной ванной и зоной формирующей деформации [3, 4, 5].

Весь процесс восстановления, который выполняется наплавкой изношенной поверхности, термомеханическим формированием наплавленного слоя и вибрационной обработкой, образует единую комплексную операцию. Приспособление, как технологический инструмент, предназначенное для выполнения данной операции, также является комплексным и состоит из независимых друг от друга узлов. Приспособление , которым выполняется вибрационная ТМО совместно с процессом наплавки, состоит из трёх независимых узлов:

1. Узел термомеханического деформирования, которым выполняется предварительное формирование гладкой цилиндрической поверхности из наплавленного слоя (рис.1);
2. Узел вибрационного воздействия на формированной наплавленной цилиндрической поверхности (рис.2);
3. Силовая вибрационная головка с эксцентрическим приводом.

Процесс восстановления происходит на модернизированном токарно-винторезном станке 1М63 с целью осуществления на цилиндрической поверхности наплавку с пониженными кинематическими параметрами. ТМО поверхности сопровождается вибрационной термомеханичекой деформацией.

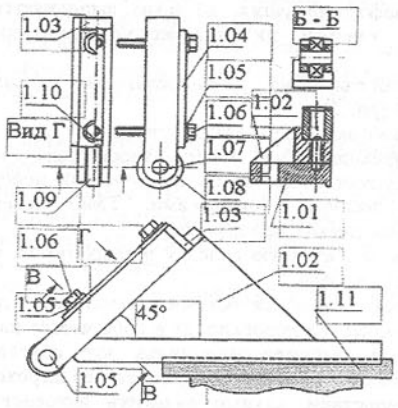
Для наплавки можно применить наплавочную головку разных типов, которые работают открытой дугой в среде защитных газов.

Узлы приспособления являются технологическими элементами процесса восстановления цилиндрической металлической поверхности и собираются на призме резцедержателя станка по выбранному взаиморасположению, что обусловливает требуемую точность формы и размера восстановленной поверхности, её шероховатость и высокие эксплуатационные характеристики, какими являются износостойкость, усталостная прочность и др.

Базовой деталью формирующего узла наплавленной поверхности является плита 1.01, с помощью которой весь узел закрепляется на верхней плоскости призмы резцедержателя. На ней справа приварен боковик 1.02, на котором имеется полуоткрытая канавка с наклоном на 45^0 в сторону восстановленной детали. В этой канавке с разными положениями фиксируется корпусная деталь 1.09 с вилкой в головке. На вилке крепится ось 1.07 с подшипником 1.08 (подшипник №203), который является формирующим элементом деформатором - ролликом наплавленной поверхности. Т.о. детали 1.08, 1.09, ось с роликом-деформатором образуют сборочную единицу; её передвижением по наклонной канавке и фиксированием становится возможным осуществить наплавку и термомеханическое деформирование на цилиндрические поверхности с разными диаметрами. Фиксирование сборочной единицы в канавку боковика 1.02 выполняется с помощью крепёжных деталей 1.04, 1.05 и 1.06. Также является возможным изменение угла наклона сборочной единицы с ролликом 1.08 с целью достижения её перпендикулярности к наплавленной поверхности, что осуществляется выбором шаиб под болтами 1.06.

Вторым узлом приспособления является механизм вибрационной ТМО . Базисной деталью механизма является наружная втулка 2.01, к которой приварен фиксатор 2.18 способствующий прикрепления узла на призме резцедержателе под первым узлом. Втулка 2.02 запрессована во втулке 2.01 и образует упор пружине 2.03. Пружина с другим концом упирается на втулке 2.05, которая надета на внутренную втулку 2.04 и зафиксирована резьбовой пробкой 2.06. Циклический нажим эксцентрического кольца (из третего узла) внутренная втулка 2.04 перемещается прямолинейно. В конце внутренней втулки запрессован заплечик 2.21, с которым шарнирно соединены два шатуна 2.20. На шатунах с осями 2.08 и 2.09 монтированы подшипники 2.07 и 2.10, которые являются вибрационной парой роликов-деформаторов. Ролики 2.07 и 2.10 приложены к наплавленной поверхности, формированой роликом 1.08. Колебательным движением внутренней втулки 2.04, шатуны осуществляют по наплавленной поверхности поперечное колебательное качение. На обратном ходу внутренней втулки 2.04, шатуны пружиной 2.14 возвращаются в начальную позицию.

Рис. 1. Формирующий узел



1.01. Плита
1.02. Боковик
1.03. Пластинка
1.04. Подложка
1.05. Шайба
1.06. Болт
1.07. Ось
1.08. Ролик-Формирующий
1.09. Вилка
1.10. Ограничитель
1.11. Призма резцедержателя

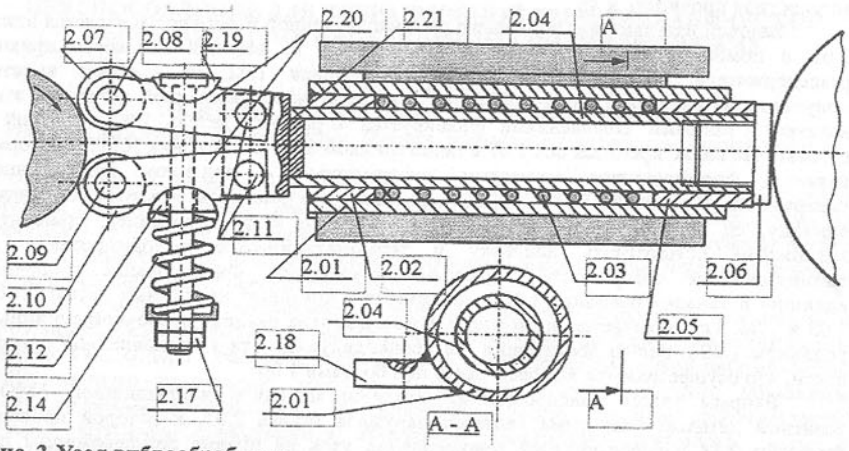


Рис. 2. Узел виброобработки

2.01. Втулка наружная
2.02. Втулка-фиксатор
2.03. Пружина
2.04. Втулка внутренная
2.05. Втулка сменная
2.06. Пробка
2.07. Виброролик
2.08. Ось
2.09. Ось
2.10. Виброролик (нижний)
2.11. Ось
2.12. Сегмент нижний
2.13. Стержень
2.14. Пружина поперечная
2.15. Упор
2.16. Гайка
2.17. Контргайка
2.18. Фиксатор
2.19. Сегмент верхний
2.20. Шатун
2.21. Заплечик

Эксцентриковое кольцо принадлежащее третьему узлу, осуществляет колебательное движение внутренней втулки 2.04 амплитудой 5 мм. и частотой в пределах 50...700 герц. Цилиндрические сегменты 2.12 и 2.19 обеспечивают перпендикулярность стягивающих сил роликов 2.07 и 2.10 к оси симметрии втулок узла вибрационной ТМО. После высокочастотной обработки восстановленные поверхности характеризуются высокой степенью износостоикости, благополучным расположением напряжений в восстановленном слое, нормальной шероховатостью и т.д.

Третий узел приспособления также независим от предыдущих узлов и фиксируется на задние грани призмы (1.11). Экстрентический диск, приводящий в прямолинойное вибрационное движение втулку 2.04, надет на цапфе двигателя постоянного тока (0,8 квт).

Итак, приспособление для вибрационной ТМО наплавленных цилиндрических поверхностей является универсальным устройством, имея возможность восстанавливать цилиндрические поверхности разных размеров регулируемыми виброимпульсами.

Выводы:

1. Компоновка трёх независимых узлов вибрационной ТМО на резцедержателе станка даёт возможность объединить в единую технологическую операцию наплавки, первичную формированию цилиндрической поверхности и её вибрационную доработку;
2. Комплексное приспособление даёт возможность получить поверхности с высокими эксплуатационными характеристиками;
3. Экономический эффект применения приспособления заключается:
   а) в применении технологического тепла наплавочной ванны, исключающее добавочные энергетические источники,
   б) в установлении точного расстояния между ванной и зоной деформации с целью достижения высокой пластичности, способствующее доведениея до минимума усилия сопротивления деформированию,
   в) в исключении применения термических и химико-термических операций с целью повышения поверхностной твёрдости.

Список литературыи: **1**. Кузнецов М.М.,Волчкевич Л.И., Замчалов Ю.П. Автоматизация производственных процессов. М.:"Высшая школа", 1978, с.431; **2.** Аскинази Б.М. Упрочнение и восстановление деталей машин электромеханической обработкой. М.: Машиностроение, 1989, с. 200; **3.** Касрадзе Д.Х., Гачечиладзе Г.Р., Касрадзе Т.Д. Виды термомеханической обработки (ТМО) наплавленных поверхностей. Ж. "Проблемы прикладной механики", 2001, № 4(5), с. 96...99; **4.** Касрадзе Д.Х Расчёт сопротивления деформированию при термомеханической обработке (ТМО) наплавленных поверхностей для двухмерной зоны деформации. Ж. "Проблемы прикладной механики", 2001, № 4(5), с. 92...95. **5.** Касрадзе Д. Х. Расчёт силы сопротивлений термомеханической обработке (ТМО) при деформировании по полному контуру наплавленного слоя. Ж. «Проблемы металлургии, сварки и материаловедения», Тбилиси №4(6), 2004, с. 19...22.

Сдано в редакцию 23.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ВИБРОАБРАЗИВНОЕ ШЛИФОВАНИЕ СТАЛЬНЫХ ДЕТАЛЕЙ В КИСЛОТНЫХ ЭЛЕКТРОЛИТАХ

Колодяжный П.В., Корнеев С.В., Ясуник С.Н.
(ВНУ им. В.Даля, г. Луганск, Украина)

In the article the outcomes of experimental researches of process of vibration processing are adduced is model from stainless steels in lead-acid actuating mediums. Influencing a quality and quantitative structure of the different chemical components on efficiency of vibration processing of parts is detected.

Необходимость в получении высокого качества обработки деталей из различных материалов обусловила возникновение ряда способов формообразования поверхностей. Одним из таких способов обработки металлов является виброабразивное шлифование. В основе его лежит комплексное воздействие на обрабатываемую поверхность рабочей среды – абразивных гранул и электролита в условиях наложения вибраций [1].

Отсутствие жесткой связи между деталью и абразивными гранулами, динамический характер процесса и возможность его интенсификации путем введения в рабочую среду активизирующих жидких и порошкообразных добавок, позволяет при виброабразивном шлифовании совмещать элементы механической обработки деталей с одновременным активным воздействием на их обрабатываемую поверхность электролита. Это позволяет осуществлять разнообразные отделочно-зачистные операции для широкой номенклатуры деталей (удаление облоя, окалины и следов формовочной смеси, заусенцев, скругление острых кромок до радиуса необходимого размера, улучшение качества обрабатываемой поверхности).

Виброабразивная обработки с применением электролитов [1] на сегодняшний день характеризуется недостаточной производительностью, однако, естественно, более высокой эффективностью, чем без их применения. Производительность виброабразивного шлифования зависит от скорости электрохимической реакции взаимодействия обрабатываемой поверхности с рабочим электролитом. Поэтому, чтобы обоснованно судить о возможности применения того или иного электролита для интенсификации виброабразивного шлифования стальных деталей, необходимо в первую очередь установить электрохимические особенности поведения исследуемого материла в используемом электролите.

Рабочий электролит принимает участие в растворении поверхностного слоя материала обрабатываемых деталей в течение всего времени виброабразивного шлифования. Состав электролита выбирается таким образом, чтобы, с одной стороны, исключать возможность пассивирования обрабатываемой поверхности, а с другой - не вызывать на ней коррозионных трещин, питтингов, других дефектов, ухудшающих качество обработки. Технологические свойства рабочего электролита, его способность формировать качественный микрорельеф определяется его качественным и количественным составом.

В связи с этим весьма важными являются исследования влияния качественного состава рабочих электролитов на интенсификацию процесса виброабразивного шлифования деталей, особенно, для коррозионностойких сталей, например, сталей Х18Н10Т, 18Х2Н4МА, в слабокислых растворах. Известно [2], что эти стали в слабокислых растворах склонны к самопассивированию и пассивированию в присутствии окислительных ионов. Это значительно затрудняет процесс растворения поверхностного слоя обрабатываемого материала, следствием чего является снижение производительности виброабразивного шлифования деталей из этих сталей.

Целью данных исследований является повышение эффективности и качества виброабразивного шлифования стальных деталей за счет применения специальных сред и параметров обработки.

В соответствии с поставленной целью работы определены следующие задачи:

1. Изучить электрохимические свойства сталей Х18Н10Т и 18Х2Н4МА в минеральных кислотах в динамических условиях виброобработки.
2. Исследовать влияние качественного состава различных добавок на химический процесс обрабатываемой поверхности в динамических условиях.
3. Определить границы возможных концентраций компонентов исследуемых растворов.

Для определения оптимального качественного состава рабочего раствора, интенсифицирующего процесс виброабразивного шлифования деталей из сталей Х18Н10Т и 18Х24МА был проведен анализ результатов виброабразивного шлифования деталей из этих сталей в качественно различных кислых средах.

Для адекватной оценки результатов исследований они проводились с одинаковыми технологическими условиями: виброшлифовальный станок – УВИ-25; объем контейнера – 25 л; объем загрузки – 2/3 объема контейнера; режимы колебаний - амплитуда 1 мм; частота 50 Гц; объём исследуемых растворов- 1 л; время обработки- 1 час. В качестве абразивных гранул использовался бой шарошлифовальных кругов КЧ-6 ВТ-УТ грануляцией 25-30 мм. Исследуемые образцы были выполнены в виде цилиндров с общей площадью обрабатываемой поверхности- 1900 мм².

С целью изучения электрохимической природы рабочих растворов и их влияние на процессы, протекающие на поверхностях сталей Х18Н10Т и 18Х24МА, в рабочих электролитах были проведены потенциостатические исследования. Экспериментальные исследования осуществлялись на образцах из листовой стали прямоугольной формы толщиной 2,0 мм, размером ~10×10 мм. Измерения проводились на потенциостате П-5848. Поляризация электрода осуществлялась со скоростью 0,017 В/мин; анодные кривые снимались со значения установившегося потенциала в течение 30 минут.

Поляризационные кривые стали Х18Н10Т в растворах минеральных кислот (H_2SO_4, HNO_3, H_3PO_4) с добавкой активатора – хлорид-аниона (0,1 и 0,5% HCl) приведены на рис. 1, 2, 3.

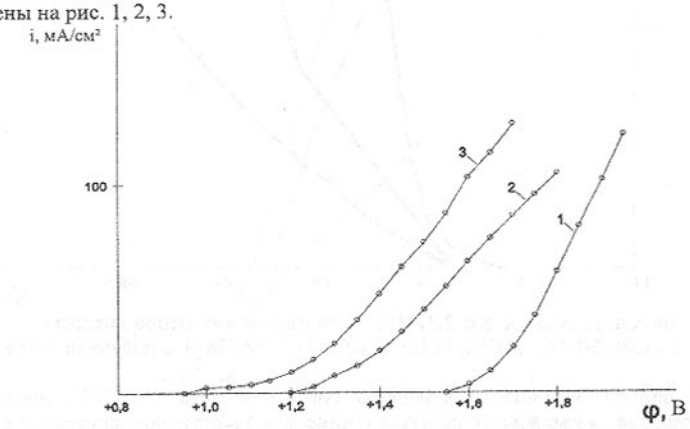


Рис. 1. Анодные кривые стали Х18Н10Т в растворах фосфатной кислоты: 1 - 1,0% H_3PO_4; 2 - 1,0% H_3PO_4 с добавкой 0,1 % HCl; 3 - 1,0% H_3PO_4 с добавкой 0,5% HCl.

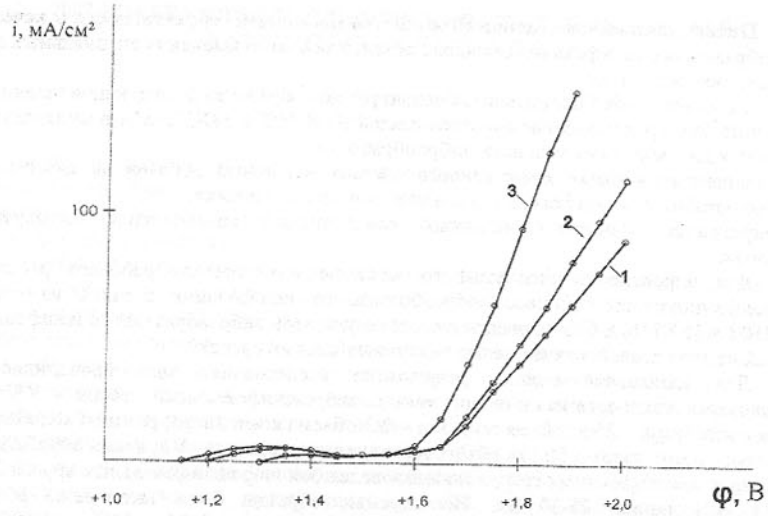


Рис. 2. Анодные кривые стали Х18Н10Т в растворах сульфатной кислоты: 1 - 1,0% H_2SO_4; 2 - 1,0% H_2SO_4 с добавкой 0,1 % HCl; 3 - 1,0% H_2SO_4 с добавкой 0,5% HCl.

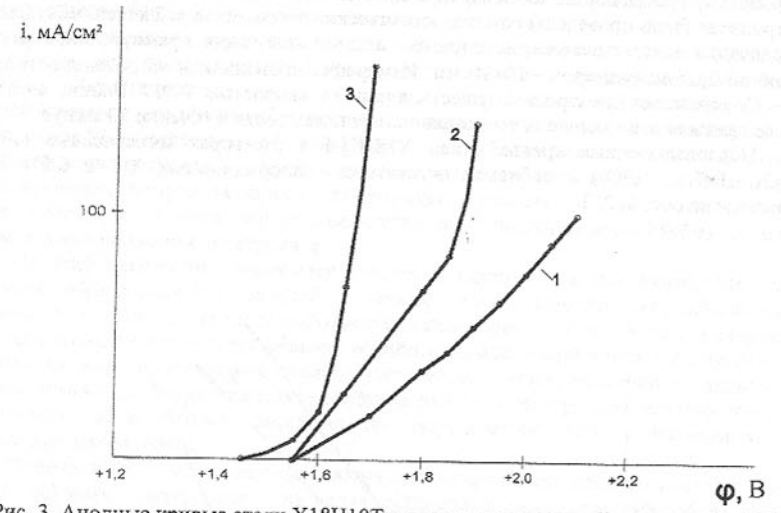


Рис. 3. Анодные кривые стали Х18Н10Т в растворах нитратной кислоты: 1 - 1,0% HNO_3; 2 - 1,0% HNO_3 с добавкой 0,1 % HCl; 3 - 1,0% HNO_3 с добавкой 0,5 % HCl.

Анализ поляризационных измерений поведения стали Х18Н10Т в исследуемых электролитах дает возможность судить и о кинетике электродных процессов в каждой из рабочих сред. Малая поляризуемость электрода в фосфорнокислом электролите (рис.

1) указывает на беспрепятственность протекания электродного процесса, а более крутой ход анодных кривых в сульфатном и нитратных электролитах, содержащих хлорид-анионы (рис. 2, 3) свидетельствует о заторможенности электродного процесса в исследуемой среде. Таким образом, введение в кислый электролит хлорид-анионов активирует поверхность образца из стали Х18Н10Т, сужая область ее пассивного состояния, что приводит к активации анодного процесса, а, следовательно, к интенсификации виброабразивного шлифования деталей из исследуемой стали. Активирующее действие хлорид-анионов определяется пассивирующим действием кислотного аниона и его концентрацией.

Сравнение поляризационных анодных кривых позволяет предположить, что наиболее активное растворение стали Х18Н10Т должно осуществляться в 1% растворе нитратной кислоты, а оптимальной средой, интенсифицирующей процесс виброабразивной обработки следует считать смесь кислот HNO_3 и HCl.

С целью поиска наиболее оптимального состава электролита для вибрационнохимической обработки стали 18Х2Н4МА были проведены исследования влияния смесей анионов кислот на электрохимические свойства этой стали.

На рис. 4 и 5 приведены полученные в результате экспериментов поляризационные кривые для образцов из стали 18Х2Н4МА в смесях минеральных кислот. Сравнение полученных кривых с поляризационными кривыми, полученными в чистых кислотах (рис. 6), дает основание считать, что взаимное влияние анионов неодинаково. Добавка хлорид-аниона в каждую из исследуемых кислот (рис. 4) значительно повышает поляризацию электрода, сдвигая потенциал стали в отрицательную область, что приводит к торможению анодного растворения стали, а значит и к уменьшению анодного растворения стали при виброабразивном шлифовании.

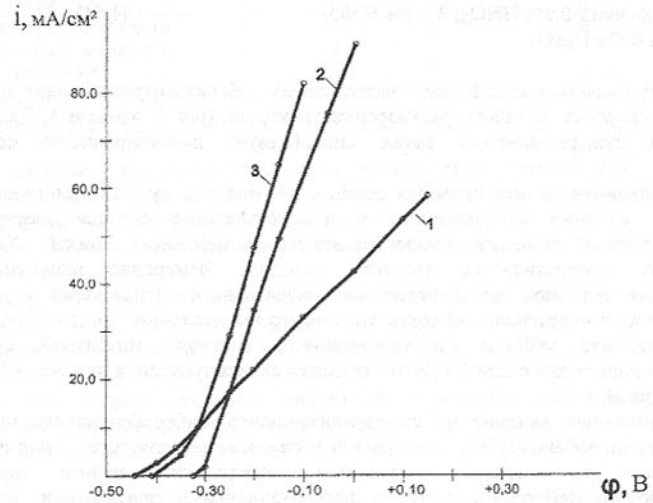


Рис. 4. Анодные поляризационные кривые стали 18Х2Н4МА в кислых растворах в присутствии хлорид-ионов (0,5%): 1 - H_3PO_4, 2 - HNO_3, 3 - H_2SO_4.

Добавка сульфат и фосфат-анионов в нитратный электролит, как видно из результатов экспериментов (рис. 5), приводит к сильной поляризации электрода и смещает его стационарный потенциал в отрицательную область, что в свою очередь приведет к уменьшению съёма металла.

Поэтому оптимальной кислой средой, позволяющей удовлетворительно интенсифицировать процесс виброабразивного шлифования стали 18Х2Н4МА, следует считать электролит на основе нитратной кислоты.

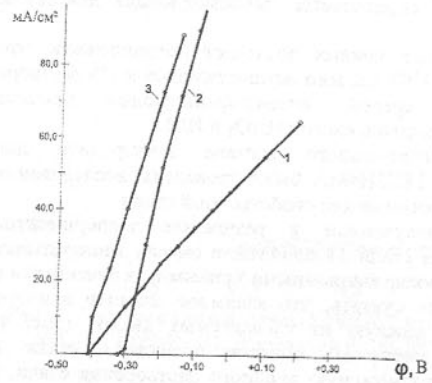


Рис. 5 Анодные поляризационные кривые стали 18Х2Н4МА в смесях кислот : 1 - 1% H_3PO_4 с добавкой 0,5% HNO_3; 2 - 1% H_2SO_4 с добавкой 0,5% HNO_3; 3 - 1% HNO_3 с добавкой 0,5% H_2SO_4

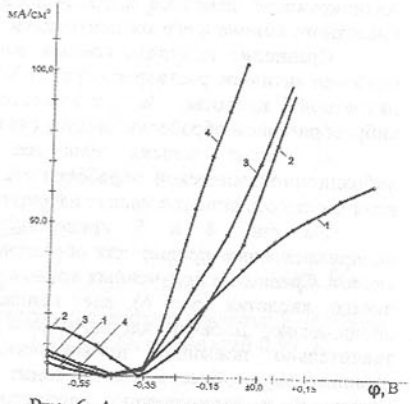


Рис. 6. Анодные поляризационные кривые стали 18Х2Н4МА в растворах кислот: 1 - H_3PO_4; 2 - HNO_3; 3 – HCl; 4 - H_2SO_4

В фосфатном и сульфатном электролитах добавка нитрат-анионов значительно повышает скорость анодного растворения электрода (рис.5, кривые 1, 2). Сочетание фосфат и сульфат-анионов также способствует пассивированию поверхности электрода.

Экспериментальная проверка данных, полученных путем потенциостатических измерений влияния качественного и количественного состава электролита на интенсификацию процесса виброабразивного шлифования сталей Х18Н10Т и 18Х2Н4МА осуществлялась весовым методом. Измерение изменений массы исследуемых образцов до и после виброабразивного шлифования в каждом из исследуемых электролитов. Результаты экспериментальных данных (табл. 1, 2) показывают, что добавка хлорид-анионов в растворы нитратной, сульфатной, фосфатной кислот для стали Х18Н10Т является активирующей, а для стали 18Х2Н4МА ингибирующей.

Наибольшее влияние на производительность виброабразивного шлифования активирующая добавка (HCl) оказывает в нитратном электролите, а наименьшее - в фосфатном. Это хорошо согласуется потенциостатическими данными о пассивирующем действии сульфат и фосфат-анионов в присутствии активатора – хлорид анионов. Для активирования поверхности стали Х18Н10Т концентрация активатора (HCl) требуется тем большая, чем сильнее пассивирующее действие аниона кислоты.

Таблица 1. Результаты виброабразивного шлифования стали Х18Н10Т в кислых электролитах

№ п/п	Электролит	Содержание в %	Часовой съем металла, мг/см²	Характеристика поверхности, питтинговая коррозия
1.	а) Нитратная кислота	1	0,37	-
	б) Нитратная кислота с добавкой HCl	1 0,5	0,50	-
2.	а) Сульфатная кислота	1	0,41	-
	б) Сульфатная кислота с добавкой HCl	1 0,5	0,38	Мелкие, негладкие язвы
3.	а) Фосфатная кислота	1	0,40	-
	б) Фосфатная кислота с добавкой HCl	1	0,37	Мелкие, неглубокие язвы

Таблица 2 . Результаты виброабразивного шлифования стали 18Х2Н4МА в кислых электролитах

№ п/п	Электролит	Содержание в %	Часовой съем металла, мг/см²
1.	а) Нитратная кислота	1	1,03
	б) Нитратная кислота с добавкой HCl	1 0,5	0,65
	в) Нитратная кислота с добавкой H_2SO_4	1 0,5	0,77
	г) Нитратная кислота с добавкой H_3PO_4	1 0,5	0,43
2.	а) Сульфатная кислота	1	0,15
	б) Сульфатная кислота с добавкой HCl	1 0,5	0,13
3.	а) Фосфатная кислота	1	0,18
	б) Фосфатная кислота с добавкой HCl	1 0,5	0,13
	в) Фосфатная кислота с добавкой H_2SO_4	1 0,5	0,15

На основе анализа экспериментальных данных (табл. 2) можно прийти к выводу, что добавки хлорид, сульфат, фосфат-анионов в нитратном электролите являются ингибирующими, так как способствуют уменьшению съёма металла.

Таким образом, на основании проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

1. Использование в качестве рабочих растворов слабокислых электролитов на основе минеральных кислот с добавками в качестве активатора хлорид-анионов позволяет интенсифицировать процесс виброабразивного шлифования деталей из стали Х18Н10Т.

Введение хлорид-анионов в нитратный электролит нецелесообразно из-за значительной коррозионной устойчивости стали 18Х2Н4МА. Оптимальной средой для виброабразивного шлифования стали 18Х2Н4МА следует считать нитратный электролит.

2. Механизм взаимодействия поверхности сталей Х18Н10Т и 18Х2Н4МА с кислыми минеральными электролитами в процессе виброабразивного шлифования является электрохимическим, что позволяет применить основные законы

электрохимической кинетики к анализу, расчетам и прогнозам виброабразивного шлифования деталей из нержавеющих сталей в кислых электролитах.

Список литературы: **1.** Бабичев А.П., Бабичев И.А. Основы вибрационной технологии. - Ростов-на-Дону, 1999. - 622 с. **2.** Липкин Я.Н., Штанько В.М. Химическая и электрохимическая обработка. - М., 1974. – 257 с.

Сдано в редакцию 27.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Матюха П.Г.

ИССЛЕДОВАНИЕ КАЧЕСТВА РЕЗЬБЫ, ПОЛУЧЕННОЙ ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

Кралин А.К., Матвиенко А.В.
(ДонНАСА, ДонНТУ, г. Макеевка, г. Донецк, Украина)

The present work deals with quality of the screw-thread that was manufactured by the plastic deformation method. The microhardness, precision and possible defects were researched. The results show that plastic deformation method can be used in industrial for manufacture of the screw-thread.

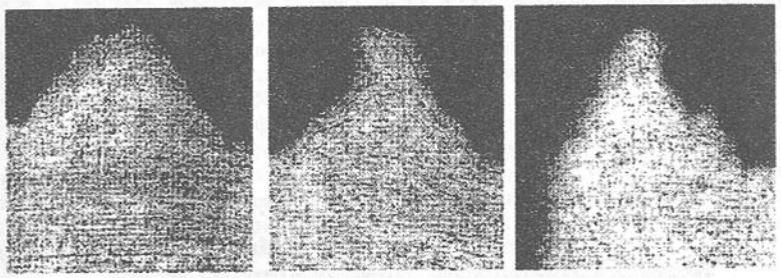
В машиностроении широко применяются детали с ограниченной толщиной стенки и имеющих в качестве конструктивного элемента резьбовую поверхность. Получение резьбы в таких деталях является сложной технологической задачей. Как показано в работах [1, 2] одним из эффективных методов получения резьбы является холодное выдавливание. Так в работах [3 - 5] представлен способ бокового выдавливания резьбы, выполнен теоретический анализ напряженно-деформированного состояния заготовки и энергосиловых параметров процесса. Но для эффективного использования этого способа формообразования необходимо провести соответствующие экспериментальные исследования качества резьбы, что и является целью данной работы.

Механические свойства деталей, изготовленных холодной пластической деформацией, во многом зависят от макроструктуры. Макроскопический анализ позволяет определить волокнистую структуру деформированного материала.

На рис. 1 показана макроструктура зубьев резьбы, полученные односторонним холодным выдавливанием. Материал гаек – алюминий. Диаметр резьбы 5 мм, наружный диаметр гайки 14 мм, высота гаек 8 мм, 4,5 мм и 4 мм. Фотосъемка объектов велась при увеличении в 100 раз. Одностороннее холодное выдавливание характеризуется преобладающим радиальным течением металла над осевым. Из фотографии видно, что направление волокон соответствует контуру резьбы. Как известно, при такой структуре прочностные свойства детали оказываются более высокими [3].

Исследование прочностных характеристик резьбы осуществлялось с помощью специального приспособления на универсальной испытательной машине УИМ-50. Определялось усилие среза витков и усилие разрыва стенки детали. Результаты исследований представлены в виде кривой изменения усилия среза витков от количества работающих витков. Для построения графика, приведенного на рис. 2, исследуемые детали навинчивали на определенное количество витков (2, 4, 6, 8, 10) и нагружали до разрушения резьбы срезом. Из графика видно, что усилие среза витков

резьбы линейно зависит от их количества. Рост усилия среза витков резьбы прекращался после того, как число витков превышало 8. При этом вместо среза витков получался разрыв стенки детали. Необходимо отметить, что при тех же размерах детали с резьбой, полученной резанием, напряжения разрыва почти в 2 раза меньше напряжения разрыва гайки, полученной выдавливанием. Этот факт позволяет уменьшить массу выдавленной гайки за счет уменьшения толщины стенки почти на 10%.



а) б) в)

Рис. 1 Макроструктура зубьев резьбы: а – зуб резьбового профиля гайки высотой 8 мм; б - зуб резьбового профиля гайки высотой 6 мм; в - зуб резьбового профиля гайки высотой 4 мм

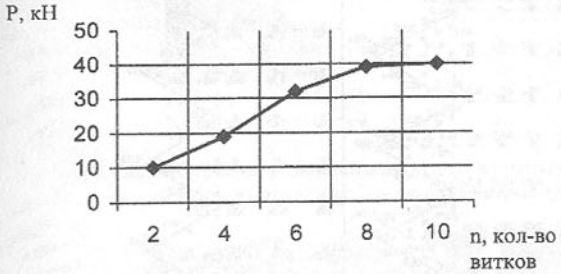


Рис. 2 Зависимость усилия растяжения гайки от числа витков

Исследование прочностных характеристик гаек, полученных боковым односторонним выдавливанием, показало, что прочность примерно на 15 - 20% выше прочности гаек, полученных радиальным обжимом и почти в 1,5 - 2,3 раза выше прочности гаек, полученных резанием. Данный факт объясняется более большим упрочнением материала гайки при формообразовании. Причем по сравнению с радиальным обжимом при боковом выдавливании упрочняется не только резьбовая часть, но и стенка гайки. Степень упрочнения определяли путем измерения твердости по поперечному сечению профиля витка резьбы и стенки гайки на приборе ПМТ – 3 алмазной пирамидой.

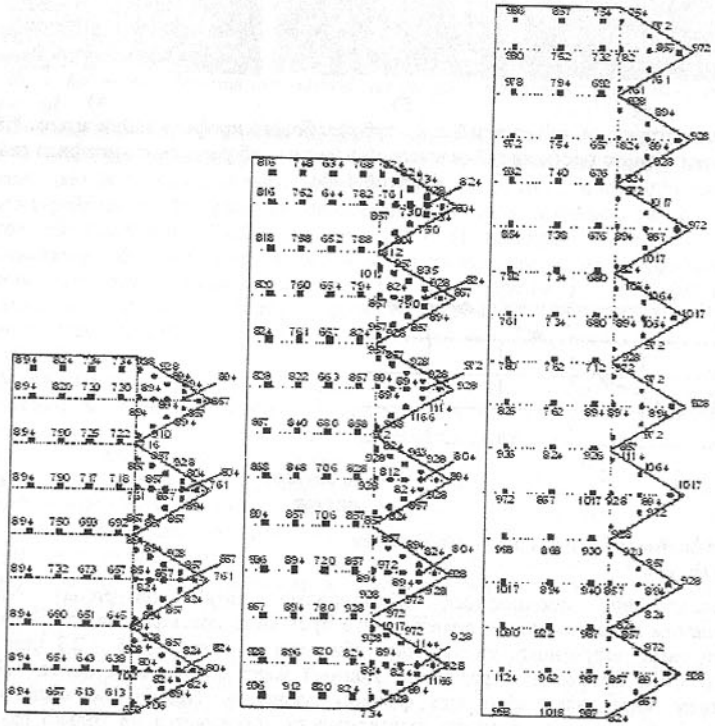
На рис. 3 представлены результаты измерения микротвердости (Н/мм^2) сечения гайки. Из рисунка следует, что твердость по сечению распределяется менее равномерно, чем при выдавливании радиальным обжимом. Твердость резьбовой части выше твердости стенки. Еще менее равномерное распределение твердости отмечено при выдавливании резьбы на гайках средней и большой длины свинчивания (рис. 3 б, в).

Так на основании экспериментальных исследований установлено, что оптимальные соотношения геометрических параметров гаек для пластического формообразования должны быть следующие:

$$\frac{d_н}{d_{вн}} \geq 2{,}4 \qquad (1)$$

и

$$\frac{t}{h} \geq 1, \qquad (2)$$



а) б) в)

Рис. 3 Микротвердость (H_{10}) профиля резьбы, полученной боковым выдавливанием: а – высота гайки 4 мм; б - высота гайки 6 мм; в - высота гайки 8 мм

где $d_н$, $d_{вн}$ – наружный и внутренний диаметр заготовки гайки соответственно;

t – толщина стенки заготовки гайки;

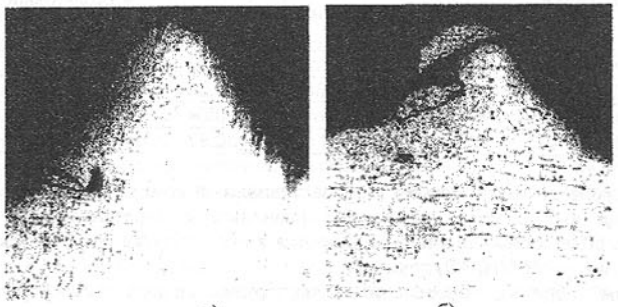
$h = k \times S$ – высота гайки;

где k – количество витков резьбы;

S – шаг резьбы.

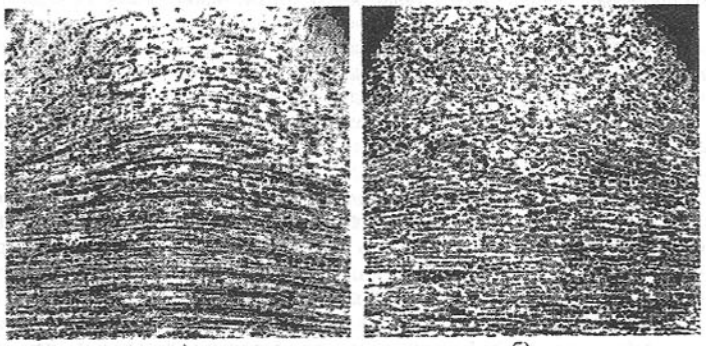
Но необходимо отметить, что этими соотношениями целесообразно пользоваться при выдавливании резьбы на гайках из алюминия. При использовании других материалов, вследствие разной степени упрочняемости, эти соотношения могут измениться. Но в любом случае с уменьшением толщины стенки гайки, необходимо стремиться к уменьшению ее высоты. В противном случае с увеличением степени деформации высокая вероятность появления микротрещин и даже сколов витков резьбы, как гайки, так и резьбовой оправки (рис. 4).

На рис. 5 показаны фотографии макроструктуры части продольного сечения гайки (на одинаковом расстоянии от торца заготовки) – стенка и часть резьбы (переходная часть). Гайка, изображенная на фотографии (рис. 4, а) деформировалась в большей степени, чем гайка, изображенная на фотографии (рис. 4, б). Из визуального сравнения можно сделать вывод, что с увеличением высоты гайки при неизменной толщине стенки характер течения материала усложняется.



а) б)

Рис. 4 Дефекты резьбового профиля: а – микротрещина у основания зуба резьбового профиля; б – скол вершины зуба резьбового профиля



а) б)

Рис. 5 Макроструктура профиля стенки и части резьбы гайки

На шероховатость поверхности резьбы наибольшее влияние оказывает шероховатость резьбы оправки и вид смазки. Для резьбовых оправок с R_z=1.6-0.8 мкм отмечается схватывание (налипание) материала заготовки с резьбовой оправкой. Устранить этот недостаток можно путем применения предварительно упрочненной (выдавленной) заготовки (из алюминия), снижением шероховатости резьбы оправки до R_z=0.2-0.08 мкм и применением качественных смазок (табл.1). Как видно из таблицы лучшие результаты получены с использованием дисульфида молибдена. Применение 8-10% водной эмульсии давало наихудшие результаты для всех рассмотренных способов выдавливания резьбы. Использование эмульсии приводило к схватыванию материала заготовки на резьбовой оправке и затрудняло свинчивание с нее гайки. Шероховатость внешней поверхности детали существенно зависит от шероховатости контактируемых с ней поверхностей штампа (формующая часть ползушек, калибрующая часть жесткой матрицы, внутренняя поверхность матрицы). Поэтому для уменьшения шероховатости наружной поверхности гайки необходимо уменьшать шероховатость указанных поверхностей деталей штампов.

Таблица 1. Шероховатость боковых сторон профиля резьбы

Материал гайки	Высота микронеровностей, мкм				
	Дисульфид молибдена (MoS_2)	Парафин	Сульфофрезол	Графитовый порошок	Эмульсия
АО	0.15	0.27	0.32	0.49	2.7
АВ	0.15	0.32	0.50	0.47	2.5
М3	0.37	0.25	0.64	0.56	1.6
ЛС59-1	0.23	0.28	0.57	0.62	1.25

Контроль точности резьбы гаек, выполненный комплексным методом, показал, что размеры выдавленных резьб, по сравнению с нарезанными в аналогичных материалах, более стабильны и укладываются в поле допуска резьбы гаек средней (5H, 5G, 6H, 6G) и грубой (7H, 7G) точности.

Таким образом, проведенные экспериментальные исследования качества выдавленной резьбы на гайке показали:

1) характер течения металла при боковом выдавливании в значительной степени зависит от геометрических параметров заготовки и для качественного получения резьбы необходимо устанавливать соотношения вида (1) и (2);

2) микротвердость гайки после выдавливания по сравнению с исходной значительно увеличивается, что обеспечивает повышение как прочностных, так и износостойкостных характеристик гайки;

3) точность, получаемой резьбы соответствует требованиям ГОСТа;

4) способ бокового выдавливания резьбы на гайках может быть использован на машиностроительных предприятиях.

Список литературы: **1.** Евстратов В.А., Крахт В.Б., Сопилкин Г.В. Теоретические основы малоотходной технологии изготовления резьб. Изд-во СОФМИСиС, г. Старый Оскол, 2000. – 146 с. **2.** Матвиенко А.В., Кралин А.К., Лазуткин В.А. Холодная штамповка резьбы выдавливанием. Качество машин. Сб. тр. 4-й международной научно-технической конференции, 10 – 11 мая 2001 г. В 2-х томах. / Под ред. А.Г. Суслова – Брянск: БГТУ, 2001, - Т.2. – с. 202 – 204. **3.** Матвиенко А.В., Кралин А.К. Анализ деформированного состояния заготовки при радиальном выдавливании внутренней резьбы на цилиндрической поверхности // Физика и техника высоких давлений, 2002, том 12, № 1. – С. 86 – 91. **4.** Матвиенко А.В., Кралин А.К. Анализ напряженного состояния заготовки при выдавливании резьбы на гайке // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Межд. Сб. науч. Трудов: – Донецк: ДонГТУ. 2002, Вып.21. - С.99-105. **5.** Матвиенко А.В., Кралин А.К., А. Аль Бурини. Энергосиловые параметры процесса выдавливания резьбы на гайках // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Межд. Сб. науч. Трудов: – Донецк: ДонГТУ. 2001, Вып.19. - С.141-145.

Сдано в редакцию 23.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Седуш В.Я.

КЛАСИФІКАЦІЯ КІНЕМАТИЧНИХ СХЕМ, РОБОЧИХ РУХІВ ТА ПАРАМЕТРІВ ТЕХНОЛОГІЇ ФРИКЦІЙНОГО ФОРМОУТВОРЕННЯ

Криськов О.Д. (КНТУ, м. Кіровоград, Україна)

Offered categorization and are considered parameters of main technological schemes scrapsless (chipless) metallworking technology of fabrication of details of the form a tel of rotating mainly with the central hole from brass and other colour metals and alloys; considered technology, is named friction formation is base on use of genaration of heat under dry friction and simultaneous influence to stocking up heat and power field.

Технічний прогрес в сучасному машинобудуванні пов'язаний, з розвитком таких методів виготовлення деталей, які при високій продуктивності праці та прийнятному рівні якості виготовлення раціонально використовують метал. Тому технологічні процеси, що базуються на пластичній деформації, займають на виробництві помітне місце.

Ціллю даної статті є виклад наукових основ підвищення ефективності маловідхідної енергоекономічної технології фрикційного формоутворення порожнистих деталей форми тіл оберту зовнішнім діаметром до 35 мм. Такі деталі традиційно виготовляються різанням з прутків кольорових металів міді, алюмінію та ряду їх сплавів (зокрема латуней). Відповідно з поставленою ціллю, нижче в підрозділах 1.. 4, розглянуто деякі основні принципові питання синтезу нової технології, класифіковано технологічні схеми та їм відповідні техніко-організаційні параметри.

1. Загальна конструктивно-технологічна характеристика підкласу деталей, яка обумовлена технологічними можливостями фрикційного формоутворення

Згідно з ілюстрованим визначником деталей загальномашинобудівного використання [1] деталі, про які йде мова, віднесені до підгруп 401000,402000,403000,404000, 405000, 406000. Вони досить широко розповсюджені в машинобудуванні і можуть використовуватись як опори для валів та вісей (підшипники), для з'єднання кінців валів, стержнів, труб, тяг (муфти, гайки), для обмежень руху, як розпірний елемент конструкції, для забезпечення надійного контакту при передачі електричного струму (розйоми, клеми, патрони), для деталей механізмів передачі керуючих команд механічним шляхом в герметичні камери вибухонебезпечних по газу (метану) електричних пристроїв та апаратів у вугільній промисловості. Умовно назвемо цю підгрупу порожнистими деталями форми тіл оберту (ПДО).

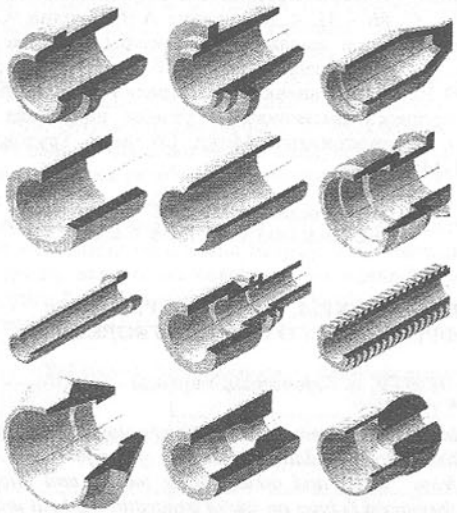


Рис.1 Підгрупа деталей реальних конструкцій, що відносяться до підкласу ПДО

Такі деталі нерідко виготовляються з кольорових металів та сплавів, в першу чергу, із свинцевих латуней, які при відносній дешевизні та своїм електричним, антикорозійним та іншим специфічним якостям широко застосовуються в електротехнічній та радіотехнічній промисловості, комунальному та сільськогосподарському машинобудуванні, а також при виготовленні деяких товарів широкого вжитку. Якщо розглядати перераховане сімейство деталей в більш загальному конструктивно-технологічному плані, то слід зауважити, що їхнім спільним елементом є центральний отвір, а типовим представником є безбуртова циліндрична втулка.

На рис.1 приведені конструкції реальних деталей різних підприємств України, що відносяться до підкласу, який розглядається, технологічних з точки зору фрикційного формоутворення.

Коефіцієнт використання металу (КВМ) при виготовленні ПДО зовнішнім діаметром D більше 35 мм на токарних верстатах з пруткової заготовки різанням, що використовується навіть в умовах масового виробництва, знаходиться в межах 0,35 – 0,70 і при D = < 35 мм знижується до 0,2-0.3 [2,3]. Низький КВМ, з точки зору автора [4], є головною техніко-економічною ознакою, за якою може бути виділений самостійний конструктивно-технологічний підклас дрібних деталей форми тіл оберту, що потребують розробки більш ефективних технологій.

2. Деякі основні напрямки досліджень та особливості технології виробництва деталей обумовленого підкласу

1.1.1. Статистичні дослідження.

Відомі дослідження номенклатури та потреби в деталях, які в свій час були проведені 14-ма ведучими галузевими науково-дослідними інститутами технології машинобудування під керівництвом ЭНИМС [2] шляхом вивчення продукції 118 ведучих підприємств, що відносились до 16-ти галузей машинобудування і охопили приблизно 50% продукції, переважно серійного машинобудування. Вони дозволили диференціювати деталі (в тому числі вали та втулки) по розмірам, маркам матеріалів, з яких вони виготовляються, наявності термообробки та інших конструктивно-технологічних ознак. Цими дослідженнями виявлено номенклатуру деталей, які, в першу чергу потребують удосконалення і пошуку принципово нових технологій виготовлення та розробки відповідного обладнання. Ця номенклатура, зокрема,

включає порожнисті деталі форми тіл оберту зовнішнім діаметром до 65 мм. На погляд автора, з неї слід виділити в окрему групу ПДО із зовнішнім діаметром, меншим 35 мм, коли технологічні можливості вибору економічної заготовки різко звужуються і переважаючим стає метод виготовлення деталей різанням із суцільного прутка. Ця особливість ПДО із зовнішнім діаметром, меншим 35 мм з огляду на технологічні особливості фрикційного формоутворення та вимоги процесу до технологічного обладнання доцільно поділити ще на три підгрупи: дрібні (D <= 14 мм), середні (14 < D <=27мм) та крупні зовнішнім діаметром (27 < D <= 35 мм).

1.1.2. Пошук принципово нових технологічних методів формування отворів ПДО

Для підвищення КВМ ПДО (зокрема втулки) виготовляють скручуванням простої або біметалічної стрічки, викаткою або витяжкою з листа, застосовують точні методи литва, розплавлення стружки кольорових металів за допомогою струму високої частоти (ТВЧ), використовують обємну холодну та гарячу пластичну деформації. В науково-технічній літературі дискутувалась можливість виготовлення втулок з використанням енергії електричного розряду у рідині, штамповки із рідкої фази металу, рідинно-механічного пресування невеликих по довжині трубок з наступною їх розрізкою на деталі, спіканням порошку. Слід зауважити, що майже кожен із вищеназваних методів має свою, обмежену техніко-економічними умовами, ділянку раціонального використання. Нерідко ця ділянка досить вузька. Вона може визначатись як програмою випуску, конструкцією та призначенням деталі, так і організаційними або іншими специфічними вимогами тої чи іншої технології, наприклад, вимогою використання тільки в умовах значних програм випуску або необхідністю забезпечення герметичності чи жорсткості деталі і т. ін. Тому, в багатьох випадках, вищеназвані технологічні процеси не можуть конкурувати з продуктивністю та якістю виготовлення на токарних верстатах-автоматах, а обробка різанням, особливо зважаючи на високу кінцеву готовність виробу, залишається домінуючою технологією виготовлення деталей означеного підкласу.

3.Технологія фрикційного формоутворення

Якщо розмістити (рис. 2) пруток-заготовку 1, що обертається, на загальній вісі із нерухомим або з таким, що обертається з іншою кутовою швидкістю, тручим та деформуючим інструментом (ТДІ) 2 і стиснути їх певною осьовою силою P, то внаслідок виконання механічної роботи по переборюванню сил тертя вертіння та перетворення її в теплову енергію, з плином часу температура поверхні контакту інструмент - заготовка буде швидко зростати, а відтак заготовка та інструмент будуть прогріватись в напрямку, нормальному до поверхні контакту. Під впливом високих температур різко зростає пластичність металу та зменшується його здатність опору деформації.

При певному підборі матеріалів інструменту та заготовки, відповідних відносних кутових швидкостях та питомому тиску найближчі до поверхні тертя шари металу будуть пластично деформуватимуться в радіальному та осьовому напрямках. Цілеспрямованим підбором матеріалів заготовки та інструменту, а також параметрів тертя вертіння можна спрямувати нагрів та деформацію, що при цьому розвивається, таким чином, щоб деформацію та знос інструменту по можливості зменшити, а нагрів та деформацію заготовки збільшити і, застосувавши в такий спосіб додаткове обмеження, використати вищезгаданий плин металу для формоутворення деталі. Технологічна операція виготовлення деталей машин, яка базується на пластичній деформації металу, механічні властивості якого різко змінюються внаслідок підвищення температури за рахунок перетворення роботи сил тертя на поверхні контакту

заготовки та ТДІ в теплову енергію була, за пропозицією проф. Медвідя М.В. [5], визначена терміном "фрикційне формоутворення".

Рис. 2 Базові схеми фрикційного формоутворення

Така назва, звичайно, не відображає всіх його сторін та особливостей а лише є певною короткою по формі позначкою нового технологічного методу, якою підкреслюється первинність роботи сил тертя в суті процесу. Пізніше з'явились і інші терміни як, наприклад, термофрикційна прошивка [6], термофрикційна штамповка [7] і т. ін. Поскільки ці терміни в своїй суті також не відбивають повністю усіх сторін процесу, які досліджувались, в подальшому викладі будемо користуватись більш лаконічним терміном "фрикційне формоутворення".

Тим більше, що у відомій роботі на здобуття вченого ступеня доктора технічних наук Сизий Ю.А. використовує аналогічний по суті термін - "фрикційна розрізка" металу [8]. Практика сучасної технології машинобудування показала, що ефективність теплогенерації за рахунок роботи сил сухого тертя на поверхні контакту контртіл досить висока. Як приклад, можна привести широко відомі в світі зварювання, наплавку та розрізку тертям, нагрів тертям при обробці важкооброблюваних матеріалів, формування головок болтів та заклепок, заглушування труб, формування центрових гнізд, термофрикційне фрезерування поверхонь [9,10].

В переважній більшості названих процесів, при оптимальних техніко-економічних умовах їх виконання, їм притаманна порівняно з традиційними технологіями гарячої пластичної деформації металу висока енергоекономічність.

1.1.3. Основні робочі рухи технології фрикційного формоутворення.

Якщо рухи, що виконуються контртілами в процесі фрикційного формоутворення, розглянути відповідно до теоретичних положень, загально прийнятих в верстатобудуванні та теорії обробки металів різанням, то вони можуть бути класифіковані як **головний робочий, основний, допоміжний та додатковий формуючі рухи**.

Головний робочий рух (ГРР) визначається по найбільш значному відсотку потужності, що генерується на робочій поверхні (РП), тобто поверхні безпосереднього контакту ТДІ та заготовки, і визначає весь характер процесу формоутворення деталі. Ця потужність витрачається на переборення сил тертя на РП. При фрикційному формоутворенні головний робочий рух є, як правило, обертовим.

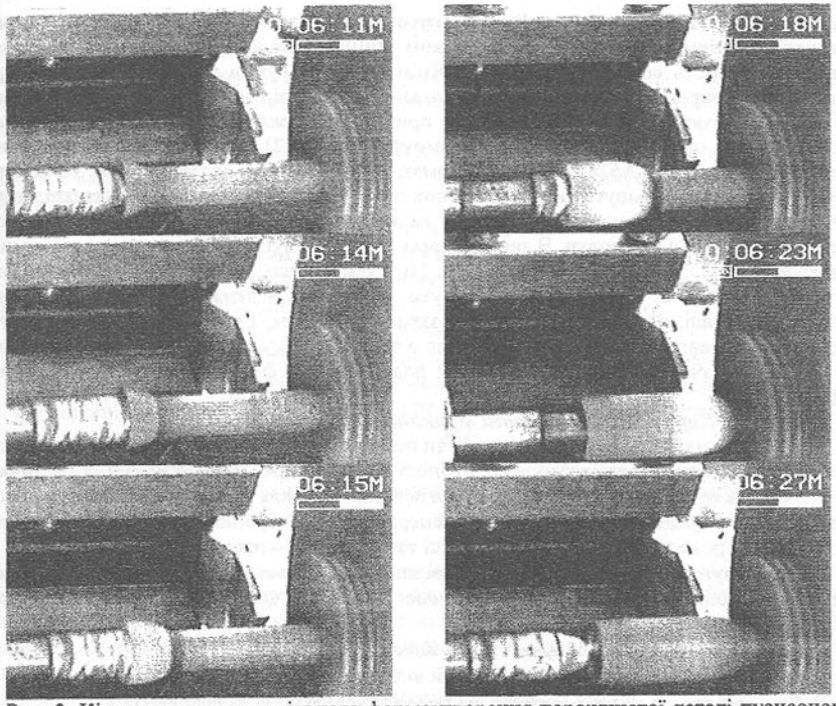


Рис. 3. Кінограма процесу вільного формоутворення порожнистої деталі пуансоном діаметром 18 мм з прутка латуні ЛС 59–1 діаметром 18 мм. Деформовано близько 45 мм прутка.

В різних схемах він може виконуватись як інструментом при нерухомій заготовці, так і заготовкою при нерухомому інструменті. Інколи вони обертаються обопільно. Як вже зазначалось, під дією осьової сили ТДІ занурюється в заготовку і витискує розігрітий до пластичного стану метал на периферію. Скупчуючись і твердіючи навкруги пуансону, цей метал утворює деталь. В зв'язку з тим, що деформація заготовки в деталь, тобто основна робота формоутворення, виконується під впливом цього поздовжнього відносно заготовки руху інструменту, **назвемо його основним формуючим рухом** (ОФР). Цей рух є еквівалентом поняття "подача" в процесах обробки металів різанням. Робота основного формуючого руху також перетворюється в тепло. Це так званий деформаційний нагрів. Розрахунки, проведені автором на основі експериментів, показують, що потужність ОФР не перевищує одного відсотка потужності ГРР [11]. Тому складова деформаційного нагріву не може істотно впливати на процеси теплоутворення, а відтак і на процеси деформації, що розвиваються в заготовці. Проте абсолютна величина швидкості цього переміщення має виняткове значення як з точки зору економічної, так і суто технологічної.

Якщо заготовка обертається при наявності обмеження вільного витоку металу обмежуючим елементом (ОЕ), наприклад валком, що вільно обертається на своїй вісі, то обертовий рух заготовки сприяє обкатці зовнішньої поверхні деталі в процесі її

формоутворення. **Цей обертовий рух заготовки відносно станини верстата будемо називати допоміжним формуючим рухом** (ДФР), виходячи з того, що він значно впливає на якість виготовлення деталі. Крім того цей рух, в ряді схем, спрощує організацію відокремлення (відрізки) сформованої деталі від заготовки. Наявність допоміжного формуючого руху заготовки стає принципово важливою в схемах інтегрованої технологічної операції фрикційного формоутворення [12], яку можна реалізувати на токарних верстатах 1А616, 1К62 чи автоматі 1Б140. Можна вказати також на досить ефективні схеми формоутворення, при яких заготовка не обертається, а вищезгаданий ДФР забезпечується одним або групою валків, що на певній відстані обертаються навколо нерухомої заготовки. В таких схемах ГРР виконує ТДІ. В схемах з нерухомим інструментом ГРР та ОФР співпадають. Ця схема легко реалізується на токарному верстаті типу 1К62. Нарешті, можуть бути такі схеми, в яких ОЕ в процесі формоутворення деталі, підкоряючись певним закономірностям, переміщається в осьовому, радіальному, тангенційному або одночасно в тому, другому і третьому напрямках. Такі рухи ОЕ (рис.6,7) будемо називати **додатковими формоутворюючим рухами (ДоФР).**

1.1.4. Параметри технології фрикційного формоутворення.

Кінематичні характеристики вищезазначених рухів є власне елементи (параметри) режиму технологічного процесу фрикційного формоутворення. З точки зору дослідження останнього експериментальним шляхом з використанням сучасної методики планування та проведення експериментів і обробки даних, ці параметри можуть бути розділені на керовані - активні та некеровані - пасивні [13].

До групи активних елементів режиму віднесемо ті з них, які ми можемо змінювати довільно в межах, що визначаються рівнем наших апріорних знань про фізичну суть процесу, а саме:

- **omegaZ** - кутову швидкість заготовки відносно станини верстата, рад/с;
- **omegaZP** - кутову швидкість заготовки відносно пуансону, рад/с;
- **P, Po** - осьове та питоме зусилля, на робочій поверхні, Н та Н/м.кв(Па);
- **dP, sP** - діаметр пуансону та площу його поперечного перерізу, мм та мм.кв., відповідно;
- **dZ, sZ** - діаметр заготовки та площу її поперечного перерізу, мм та мм.кв., відповідно;
- **Kf=(sP/sZ)** - відношення площин поперечного перерізу інструменту та заготовки;
- **gamma** - комплекс елементів, що визначають характеристики геометричних форм та розміри РП ТДІ.

До групи пасивних, тобто некерованих, елементів режиму формоутворення віднесемо ті з них, на які ми не можемо впливати безпосередньо, а тільки через параметри першої групи. До числа таких елементів віднесемо:

- **Mtr** - момент тертя на робочій поверхні, Н*м;
- **N, No** - загальну та питому потужності теплогенерації на робочій поверхні, кВт та кВт/м^2, відповідно;
- **Dv** - зовнішній діаметр деталі, виготовленої в режимі вільного формоутворення;
- **U, U'** - швидкість занурення інструменту в тіло заготовки та швидкість формоутворення, відповідно, що пов'язані залежністю:

$$U' = U * 3.14 * (Dv * Dv - dP * dP)/(4 * dZ * dZ)$$

- **Trp** - температура на робочій поверхні та **Tsi** - середньо-інтегральну температуру маси здеформованого металу, °С;
- **Mpf** - масову питому роботу формоутворення, яка визначається як відношення загальної потужності теплогенерації до маси здеформованого в одиницю часу металу в деталь, Дж/кГ;
- **Tkd** - термомеханічний коефіцієнт деформованості даного матеріалу, які визначаються як відношення масової **(Mpf)** питомої роботи формоутворення до питомого тиску **Po**, Дж/Па;
- закони (або моделі) розподілу коефіцієнтів тертя та питомого тиску по РП.

4. Технологічні схеми фрикційного формоутворення

Схеми формоутворення деталей та вузлів з використанням тепла тертя можуть бути класифіковані за наступними ознаками:

- сукупності фізичних полів, що діють на заготовку;
- початковому (вихідному) положенню контртіл та їх відносним рухам;
- відсутності чи наявності обмеження витоку металу та особливості конструкції ОЕ;
- кінематиці відносних рухів заготовки, ТДІ та ОЕ в процесі формоутворення;
- методам керування процесом формоутворення;
- наявності та схемам компенсації пікових навантажень;
- виду (сортаменту) заготовки та конструкції виготовлюваних з них деталей;
- технологічному призначенню та степені завершеності (готовності) деталі;
- коефіцієнту безперервності дії теплового поля на заготовку.

По сукупності діючих фізичних полів слід виділити технологічні схеми, в яких на заготовку діють температурно-силові поля, обумовлені виключно роботою тертя та тиском інструменту. В даній роботі розглядаються саме такі. Проте, відомі технологічні схеми, в яких вище згадані поля доповнюються, наприклад, прямим пропусканням електричного струму чи магнітним полем, що продукує в заготовці, яка обертається, токи Фуко і, в такий спосіб, потужність нагріву доповнюється.

Початкове (вихідне) положення контртіл та їх відносні рухи (рис.4, 5) певною мірою визначають кінематику процесу. Кожна з таких схем має свої особливості, що в різних умовах можуть дати певний позитивний (або негативний) ефект. Так, наприклад, схеми, при яких заготовка не обертається (рис. 4 **б, г**), значно спрощують конструкцію відповідної шпиндельної бабки, полегшують забезпечення надійності кріплення заготовки. З другого боку, якщо заготовка обертається (рис. 4 **а,в,д,є**), то значно простіше виконати доробку та відрізку готової деталі. Проте занадто велика кутова швидкість обертання заготовки породжує проблеми [14] з шумоподавленням, можливими вібраціями шпинделя, небажаною інтенсифікацією охолодження поверхні деталі, яка формується, сприяє активному проявленню відцентрових масових сил в тілі деформуємої заготовки, що, в свою чергу, може мати як позитивний так і негативний ефект.

На рис. 4 показані кінематичні схеми одностороннього вільного формоутворення, на яких однією крапкою позначено інструмент, а двома – заготовку [15]. Горизонтальною стрілкою позначене контртіло, яке виконує ОФР (подачу); однією круговою стрілкою - тіло, яке виконує ДФР; двома круговими стрілками - тіло, яке виконує ГРР. Останній, як правило, має досить високу кутову швидкість, принаймні не менше 100 рад/с при діаметрі ТДІ близько 12 мм.

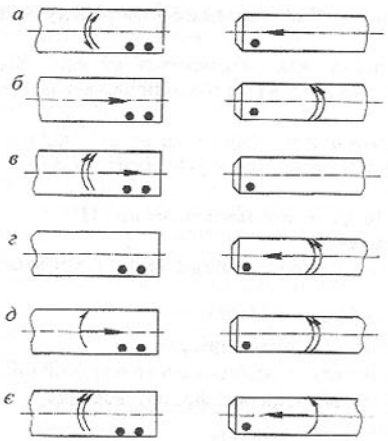


Рис. 4. Схеми вільного одностороннього формоутворення (• - ТДІ, • • - заготовка)

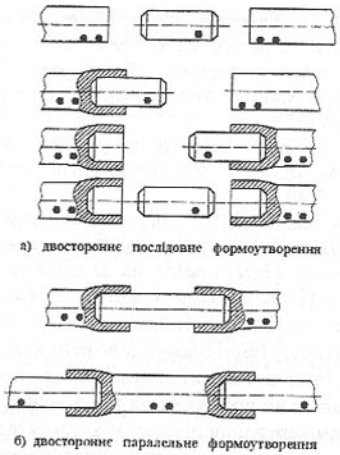


Рис. 5. Схеми вільного паралельного формоутворення (• - ТДІ, • • - заготовка)

На рис. 5 показані кінематичні схеми вільного двостороннього послідовного (а) та паралельного (б) формоутворення. При цьому ТДІ може бути розміщено між двома заготовками чи одна заготовка між двома ТДІ. Зазначимо, що схеми двостороннього паралельного формоутворення дозволяють майже вдвічі підвищити продуктивність праці та компенсувати осьові сили. Маючи на увазі значну величину останніх, така компенсація суттєво підвищить довговічність підшипників відповідних несучих шпинделів.

Обмеження пластичного току металу дозволяє підвищити якість виготовлюваних деталей та розширює функціональні можливості нової технології [16]. В конструкції обмежуючих пристроїв крім форми контактної поверхні деформуємої заготовки та обмежуючого елементу (циліндричні чи сферичні валки певного діаметра або розміщена співвісно з заготовкою пустотіла циліндрична матриця), слід виділити їх кількість, схему обкатки, наявність приводу обкатуючого пристрою, спосіб охолодження обмежуючого елементу та матеріал, з якого виготовлено останній

На рис. 6 **де** показано, що твірна ОЕ може бути як прямо- так і криволінійною. Це дозволяє виготовляти як прості циліндричні, так і певною мірою ступінчаті чи фасонні деталі. Як ОЕ може бути використано один або декілька валків. В останньому випадку важливим моментом є їх кількість. Більша кількість валків сприяє підвищенню точності виготовлених деталей та збільшенню інтенсивності тепловідводу від зони деформації. Слід зауважити, що при трьох і більше валках має місце природне обмеження їх зовнішнього діаметра, обумовлене діаметром виготовлюваної деталі. Якщо валків один або два, то це обмеження знімається, спрощується механізм зовнішнього чи внутрішнього охолодження валків.

Крім валків, як обмежуючий елемент може бути використана розміщена співвісно з заготовкою пустотіла циліндрична деталь - матриця. При цьому якщо матриця суцільна, то буде мати місце контакт по всій її внутрішній поверхні з зовнішньою поверхнею формуємої деталі, що сприяє інтенсивному відводу теплової

енергії від зони формоутворення і тим самим понижує енергетичну ефективність процесу. Тому на матеріал, з якого виготовлена матриця, зокрема на його теплопровідність, теплостійкість, антиадгезійна здатність до сплаву, з якого виготовляється деталь, слід звертати особливу увагу. Конструктивно матриця може бути роз'ємною, утвореною декількома сегментами, або зрештою декількома валками. Останній конструктивний варіант, з енергетичної точки зору має очевидні переваги, оскільки валок та зовнішня поверхня формуємої деталі теоретично контактують по лінії, а не по поверхні.

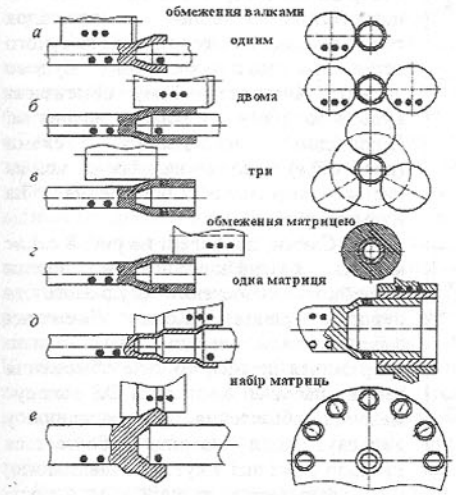


Рис. 6. Технологічні схеми обмеження витоку металу заготовки (•-ТДІ, ••- заготовка, •••-ОЕ)

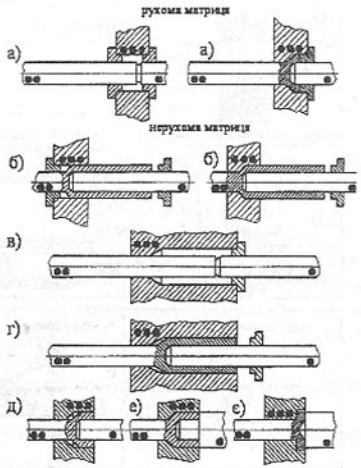


Рис. 7. Виготовлення деталей з рухомими та нерухомими ОЕ

І, накінець матриць може бути декілька. Використання револьверного барабану з багатьма матрицями (рис. 6,*м*) дозволяє звести до мінімуму внутрішні в технологічному циклі невиробничі витрати часу, але при цьому може негативно вплинути на енергетичні показники та позитивно на стійкість ОЕ .

На рис. 7 **а ,б** показані початкові та кінцеві позиції двох варіантів технологічних схем виготовлення довгих деталей з рухомою в поздовжньому напрямку відносно заготовки матрицею. В обох випадках використано підтримувач ТДІ та заготовки з метою центрування їх вісей на початковій стадії процесу формоутворення, причому на одній із схем підтримувач заготовки виконаний у вигляді ступінчатої матриці. На рис. 7 **в,г** показані вихідні та кінцеві положення контртіл при нерухомій відносно заготовки матриці при виготовленні довгих втулок. На рис. 7 **д, е** показані принципові можливості формування головок та виступів на валах. Комбінація таких схем дозволяє отримувати буртики та головки із певними перепадами діаметрів на кінцях валів.

В зв'язку з вищевикладеним має сенс проаналізувати схеми формоутворення, відзначаючи форму та геометричні параметри ОЕ, пов'язуючи такий аналіз з формою майбутньої деталі та виділяючи сукупності точок, ліній та поверхонь, на яких

генерується тепло та ті, які скеровують тік металу, що деформується, обумовлюючи границі дії як теплового, так і силового полів.

Введемо поняття рівня та характеру обмежень. Під рівнем обмеження будемо вважати кількість площин або поверхонь, які скеровують тік металу в той чи інший напрямок. При цьому природно вважати, що РП ТДІ є нульовим рівнем обмеження.

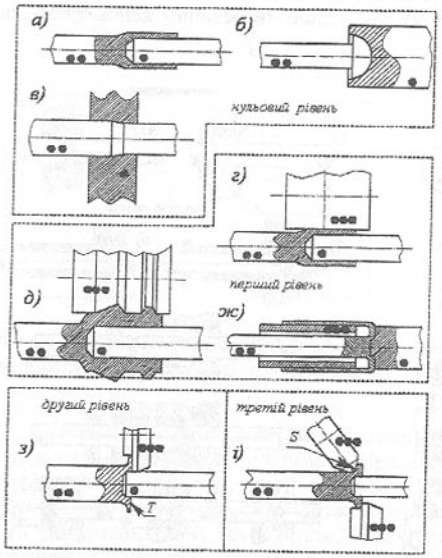


Рис.8 , Класифікація обмежень (• - ТДІ, • • - заготовка, • • • - обмежуючий елемент)

В принципі, обмеження може бути активним або пасивним. Якщо на поверхні контакту ОЕ із заготовкою генерується тепло внаслідок теплогенерації за рахунок роботи сухого тертя, то таке обмеження будемо вважати активним. Тому обмеження нульового рівня є завжди активним. Відповідно викладеному, схеми (рис.9, *а,б,в*) можуть класифікуватись як схеми активного обмеження на нульовому рівні.

Схеми, приведені на рис. 8 *г,д,ж* можуть класифікуватись як схеми подвійного обмеження (нульового та першого рівнів). Коли обмеження забезпечується валком, що вільно обертається на вісі, то таке обмеження завжди пасивне. Коли роль ОЕ виконує матриця, обмеження буде пасивним у випадку, коли матриця обертається навколо своєї вісі з кутовою швидкістю, що дорівнює кутовій швидкості заготовки.

В противному разі обмеження буде активним, оскільки різниця в кутових швидкостях (на поверхні контакту) створить умови для сухого тертя, а відтак і для відповідної теплогенерації. На рис. 8,з приведена схема з потрійним обмеженням: нульового, першого та другого рівнів. Все, сказане вище про нульовий та перший рівні обмеження, залишається в силі. Під додатковим рівнем мається на увазі обмеження по поверхні торця Т. В залежності від конкретної схеми формоутворення обмеження по цій поверхні може бути як активне, так і пасивне. На цьому рівні додається тільки один новий граничний параметр. На рис. 8 і приведена схема із зчетвереним обмеженням (поверхня S). Остання схема повністю закриває всі шляхи вільного плину деформуємого металу з усіма можливими наслідками.

Підхід до визначення граничних умов формоутворення на основі базових схем, викладений в даній роботі, дозволяє спростити та узагальнити постановку граничних умов та рішення систем диференційних рівнянь при дослідженні теплових полів шляхом їх математичного моделювання.

Кінематика взаємних рухів заготовки, ТДІ та ОЕ складають основу для розробки відповідного спеціалізованого верстата, який найефективнішим чином зміг би забезпечити використання можливостей нової технології, як по продуктивності та якості виробів, так і по енергетичній ефективності. Подальшу класифікацію схем (рис.6, 7) проведемо на підставі аналізу послідовності рухів контртіл, співвідношенні Lz/Dz та кількості обмежуючих елементів.

При обмеженні валками, що вільно обертаються на пальці, має місце можливість просторового (мається на увазі не тільки осьового, а й радіального) їх переміщення. Можливість зміни положення вісі валка відносно вісі заготовки дозволяє утримати видовжену заготовку (при Lz/Dz > 6...8) від вібрацій на першій стадії формоутворення (рис. 6, **а**) і тим самим стабілізувати та підвищити надійність процесу. Переміщення вісі валка далі або ближче відносно вісі заготовки певного діаметра дає можливість виготовляти деталі з різними (в певних межах) розмірами поверхні, що формується, або навіть фасонних деталей з використанням типового пристосування. Якщо валок один, то його положення відносно заготовки можна керовано (по певній програмі) переміщати в просторі. Це розширює функціональні можливості ТФФ.

Занадто великий вільнообертаючийся на своїй осі валок, що має відповідну масу та момент інерції, збільшує його стартовий крутний момент, необхідний для розкручування в момент контакту з заготовкою, що може спричинити відрив формуємої деталі від заготовки. Особливо це суттєво, коли валків декілька і вони об'єднані ярмом, яке вільно обертається навколо заготовки. В зв'язку із значною масою такого пристосування може виникнути необхідність спеціального приводу, щоб забезпечити потрібну кутову швидкість ярма, що придасть контактній поверхні ОЕ, відповідну лінійну швидкість зовнішньої поверхні деталі, яка формується.

Обертаючись з кутовою швидкістю, рівною кутовій швидкості заготовки по відношенню до станини верстата, матриця в процесі формоутворення деталі виявляється нерухомою в кутовому відношенні до заготовки. При цьому вона може бути рухомою у поздовжньому напрямку, На рис. 6 **б,в,г** показано різні положення ОЕ в кінці процесу деформації (**б**) та два можливих напрямки зміщення ОЕ (6 **б-в** та **б-г**). Кожна з таких схем, в певних конкретних умовах, може мати свої переваги. Ті них, що показані на рис. 7 **г**, якщо обмеження забезпечується матрицею на роторі, дають можливість швидко і зручно видалити сформовану деталь із робочої зони.

З точки зору керування процесом формоутворення слід розрізняти схеми, що забезпечують:

а) формоутворення із заданою швидкістю занурення ТДІ в тіло заготовки;

б) формоутворення із заданим питомим тиском на робочій поверхні;

в) адаптивні (по БАЛАКШИНУ Б.С. [17]) схеми формоутворення із зворотнім зв'язком по осьовій силі, величині подачі, крутному моменту і т.ін.

Оскільки в процесі фрикційного формоутворення одночасно мають місце фізичні процеси різної природи як то нагрів, деформація, нагартовка та рекристалізація, що суттєво впливають на фізичний стан матеріалу виготовлених деталей, то операції, які виконуються при постійному осьовому зусиллі і при постійній швидкості занурення пуансону в заготовку не однаково впливають на фізичні властивості виготовлюваної деталі. В першому випадку (**а**) швидкість проникнення інструменту в тіло заготовки, отже і швидкість деформації кожного локального об'єму останньої, визначає силу опору деформуємого металу, яка є функцію його фізичного стану, значною мірою визначеною температурою тіла (а остання, зокрема, потужністю теплогенерації на РП) в другому випадку (**б**), навпаки, швидкість проникнення інструменту в тіло заготовки при тій же потужності теплогенерації визначає температуру і відповідно термомеханічний стан металу в кожному локальному об'ємі деформуємої заготовки.

З точки зору наявності та методів компенсації схеми фрикційного формоутворення можуть бути :

а) без компенсації пікових навантажень; б) з компенсацією по осьовій силі з використанням пружних або гідравлічних елементів; в) з компенсацією по крутному

моменту за допомогою маховика; г) комбіновані та спеціальні схеми формоутворення, наприклад рис. 5 б.

Природною особливістю фрикційного формоутворення є значна нерівномірність величин осьових сил та крутних моментів на різних стадіях процесу. В роботі [12 , стр. 153] показано, що крутний момент, наприклад, на першій стадії може перевищувати його значення в сталій, третій, стадії в 1.5 - 2 і більше раз. Слід зауважити, що при рівномірній подачі інструменту на заготовку з механічним, наприклад кулачковим, приводом в першій стадії технологічного переходу "фрикційне формоутворення" деталі між заготовкою та інструментом виникають значні розпірні сили, які можуть викликати зсув заготовки або інструменту в цангах чи патронах, що їх утримують. Це призводить до формування деталей неповного об'єму і зрештою до перевитрат металу та зниження продуктивності через брак. З іншої сторони, переборення пікового моменту тертя вимагає використання двигуна з відповідними по моменту та потужності характеристиками, який в основній по часу квазісталій стадії процесу працює недовантаженим. Тому нехтувати можливістю компенсації пікових навантажень практично означає штучно і при тому суттєво збільшувати енергоємність процесу формоутворення. Серед приведених звертають на себе увагу схеми на рис. 5 б, які дозволяють порівняно просто організувати компенсацію осьових сил, одночасно забезпечуючи значне підвищення продуктивності праці.

Сортамент заготовки значною мірою визначає як можливі схеми формоутворення, так і його результати [15]. Частіше інших, як заготовки, використовуються прутки (рис. 9 **а**), рідше труби (рис. 9 **б**) і ще рідше листи (рис. 9 **в**).

За призначенням [19] **технологічні схеми фрикційного формоутворення** діляться на такі, що забезпечують власне формоутворення деталей, їх з'єднання (зварювання, закріплення), роз'єднання (розрізку), наварку шару з кольорового металу на стальну основу (наприклад, на вал [20]), зняття припуску з поверхні, тощо. При виконанні складальних операцій заготовками можуть бути готові до з'єднання деталі. З точки зору степені завершеності виготовлюваної деталі слід розрізняти схеми, що забезпечують повну або практично повну відповідність деталі технічним вимогам, від схем, що дозволяють виготовити напівфабрикат, який потім може бути доброблений, наприклад, різанням в інтегрованій [12] або в окремій додатковій технологічній операції. В більшості випадків такими схемами є схеми формоутворення з обмеженням. Саме вони мають найбільшу промислову цінність.

Коефіцієнт безперервності дії фізичного поля на заготовку це безрозмірна величина, яка визначається відношенням часу на власне формоутворення (тобто на нагрів заготовки та її пластичну деформацію в деталь) до, так званого, циклового часу [18] технологічної операції, інтегрованої з технологічними переходами іншої фізичної природи: охолодженням заготовки, проточкою канавки, відрізання і т. ін. Всі розглядаємі в даній роботі кінематичні схеми ТФФ мають бути проаналізовані з точки зору значення цього коефіцієнту. Кращою слід вважати таку з них, яка забезпечує його найбільше значення, яке, втім, завжди має бути менше одиниці. І навпаки чим менше цей коефіцієнт тим технологічна операція гірше організована з точки зору її енергетичної ефективності. Процес теплообміну між більш і менш нагрітими тілами обробляючої системи безперервний в часі. Тому коли в процесі виконання технологічної операції відсутні нагрів і нерозривно з ним зв'язана пластична деформація заготовки, в ті проміжки часу коли йде доробка різанням, має місце її некероване охолодження та охолодження ТДІ. Витік теплової енергії з поверхні тіла заготовки та ТДІ в наступному циклі буде необхідно компенсувати додатковою роботою тертя, щоб ввести режим деформації в необхідний квазісталий термомеханічний режим.

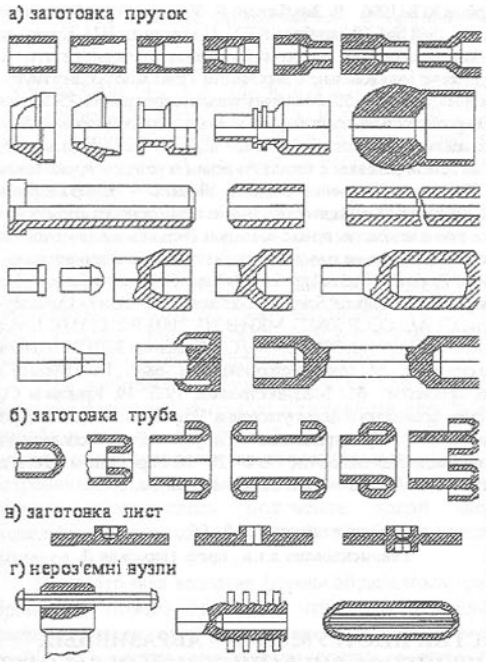


Рис. 9.Сортамент заготовки та типові деталі, що виготовляються з них по ТФФ.

В останні десятиріччя дослідженню використання тепла тертя в технології гарячого пластичного формоутворення деталей приділяється значна увага. Про це свідчать десятки авторських свідоцтв в цій царині, що появились після 60 років XX століття. Суть їх переважної більшості пов'язана з кінематикою процесу. Отже класифікація технологічних схем фрикційного формоутворення має виключно важливе значення для його дослідження, розробки та виготовлення спеціальних верстатів та вузлів, здатних забезпечити надійне автоматичне керування процесами нагріву тертям, пластичної деформації заготовок в деталі, з'єднанням чи розділенням та доробкою різанням, а також визначення сфери його більш широкого використання в промислових масштабах. Суттєвою особливістю фрикційного формоутворення є безперервність в часі – процесів нагріву–охолодження деформуємої заготовки. Звідси витікає, що кращі результати по енергетичній ефективності процесу та якості виготовлених деталей можна досягнути на шляху його автоматизації.

В результаті проведених досліджень означено підклас деталей, технологічних з точки зору фрикційного формоутворення, який рекомендується розділяти на дрібні, середні та крупні групи, основні робочі рухи процесу (головний робочий, основний, допоміжний та додатковий формуючі), запропонована класифікація (по дев'яти ознакам) найбільш відомих технологічних схеми фрикційного формоутворення та вказано на деякі особливості використання, недоліки та переваги окремих з розглянутих схем.

Список літератури: **1.** Иллюстрированный определитель деталей общемашиностроительного применения. Классы 40 и 50 общесоюзного классификатора промышленной и сельскохозяйственной продукции. М.: Изд.стандартов,1964. -238с. **2.** Изготовление втулок в крупносерийном и массовом производстве (технологические предложения отдела технологии машиностроения ЭНИМСа) / Под ред. проф. Якобсона М.О. М.: ЭНИМС, 1963. **3.** Детали общемашиностроительного применения (номенклатура, потребность, очередность разработки типовых комплексных технологических процессов)/ОМТРМ-0606-001-64.-М.:ЦИНТИ по автоматизации и машиностроению,1964. **4.** Криськов О.Д. Технологія фрикційного формоутворення. Депонована наукова робота №274-Ук98. ДНТБ України. **5.** Медвидь М.В., Криськов О.Д. Фрикционное формообразование деталей. Информ. листок №39 Запорожского ЦТИ УКРНИИНТИ Госплана УССР. Серия: технология, научная организация и техническая эстетика. **6.** А.С. СССР 365195. Устройство для изготовления деталей термофрикционной штамповкой / Белослудцев И.М.,Белослудцева Р.Н. Заявлено 14.12.1970. Опубликовано 08.01.1973 Бюллетень № 6. **7.** Газизов Б.Я. и др. Исследование термофрикционной прошивки заготовок//Кузнечно-штамповочное производство, №3, 1981, с.14-16. **8.** Сизый Ю.А. Теоретические основы управления структурой и параметрами технологической схемы фрикционной

разрезки.Автореферат дис. докт. техн. наук. Харьков,ХПИ,1996. **9.** Зарубицкий Е. У. и др. Термофрикционная обработка плоских поверхностей // Машиностроитель, 1988 № 6. **10.** Зарубицкий Е.У., Покинтелица Н.И., Кривобоков В.А., Плахотник В.А. Остаточное напряжение в поверхностном слое при термофрикционном резании. Прогресивна техніка і технологія машинобудування приладобудування і зварювального вирбництва. Праці міжнародної наукової конференції присв'яченої 100-річчю механіко-машинобудівного и 50-річчю зварювального факультетів 25-28 травня 1998 р. Том 2. Київ, 1998, -с.80. **11.** Крыськов О.Д. Энергоемкость технологии фрикционного формообразования//Конструирование и технология пр-ва с.-х. машин: Респ. межвед.науч-техн. сб., 1991, вып. 21, -с. 91-94. **12.** Крыськов О.Д. Структура технологической операции изготовления детали резанием с технологическим переходом «фрикционное формообразование» Збірник наукових праць Національної гірничої академії України. – Дніпропетровськ: "Видавництво книга", 2002. № 13, Т. 2. –249с. **13.** Крыськов О.Д. Параметры режима фрикционного формообразования деталей оросительных машин. / Конструирование и технология пр-ва с.-х. машин: Респ. межвед. науч.-техн. сб., 1982, вып. 12, с. 61-66. **14.** Медведь А., Кригман Б.И. Глушение шума многошпиндельных станков-автоматов // Машиностроитель №2, 1966. **15.** O.Kryskov: Industrial Production Technology for Parts Made Of Some Ninferrous Metals and Their Alloys by Using Heat of Friction. Proceedings of the International Scientific Conference, v.2. Rzeszow University of Technology, Poland, June 1988, c.21-27. **16.** Крыськов О.Д. А.С. СССР 508323. МКИ В 21К 21/00, В 21D, 31/00. Способ изготовления полых деталей/ Крыськов О.Д. Заявлено 18.11.1974.(2076276/25-27) / Опубликовано 30.03.76, Бюлетень №12. **17.** Балакшин Б.С. Адаптивное управление станками. –М.: Машиностроение, 1973. -688с. **18.** Шаумян Г.А. Комплексная автоматизация производственных процессов. –М.: Машиностроение, 1973. **19.** Крыськов О.Д. Авраменко Д.В. До класифікації технологічних схем фрикційного формоутворення.'Розробка і технологія виробництва сільськогосподарських машин: Зб. наук. праць Кіровоградського інституту сільскогосподарського машинобудування / Кол. авт. – К.: Інститут системних досліджень освіти, 1994. -128. **20.** Кершенбаум Я.М. и др. Исследование процесса наплавки трением бронзы на сталь // Автоматическая сварка № 6, 1955, -с.15-17

Сдано в редакцию 15.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

ВЛИЯНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ИНСТРУМЕНТА – АБРАЗИВНЫХ ГРАНУЛ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРОЦЕССА ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ

Лубенская Л.М., Власова Т.А. *(ВНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина)*

In the article the analysis of the characteristics of the tool - abrasive pellets used at a vibration processing techniques, by results of researches of the carrying on modern scientists engaging problems of a raising the productivity of process of the given method is conducted.

Одним из методов, применяемых на отделочно-зачистных операциях, является обработка деталей свободными абразивами, которая может быть реализована, в зависимости от конкретных условий, различными способами. Согласно классификации, предложенной Ю.В. Димовым [1], они объединены в шесть групп: способ вибрационной обработки, способ галтовочной обработки, способ обработки в псевдокипящем слое, способ струйной обработки, способ обработки в потоке свободного абразива и способ обработки в слое свободного абразива. Несмотря на такое разнообразие способов, сущность обработки сводится к контактному взаимодействию абразивных гранул между собой, с поверхностями обрабатываемых деталей и со стенками рабочего контейнера, определяя, таким образом, показатели процесса: съем обрабатываемого материала, качество поверхности обрабатываемых деталей, износ (расход) абразивной массы и другие. Поэтому можно предположить, что результаты исследований, полученные при одном способе обработки абразивными гранулами, могут быть в определённой мере приемлемы и для других.

Интересно остановиться на обработке деталей абразивными гранулами вибрационным способом, как наиболее распространенным в технологической практике

машиностроительных предприятий, и проанализировать существующие взгляды на влияние параметров инструмента в этом процессе.

В трудах ученых А.П. Бабичева и его сотрудников [2, 3], И.В. Политова и Н.А.Кузнецова [4], Э.Э. Лавендела и А.П. Субача [5], Ю.В. Димова [6], В.Г. Литовки [7], П.С. Берника [8], Р.И. Силина [9] и других [10, 11, 12] раскрыт процесс взаимодействия частиц загрузки между собой и стенками рабочегой контейнера, выявлен характер влияния режимов и условий обработки на съем металла и качество поверхности обработанных изделий, определены оптимальные величины геометрических размеров, объема, а также формы рабочих контейнеров, установлен диапазон рациональных размеров абразивных гранул. Вклад в развитие процесса вибрационной обработки внесли также и зарубежные исследователи, такие как М. Матцунага и У. Хагиуда (Япония) [13], В.Брандт [14], К. Веллингер [15], И. Раш [16], Е. Хайбергер [17] (Германия), в которых сформированы не только теоретические аспекты, но и практическое применение вибрационной обработки на машиностроительных, приборостроительных и других предприятиях.

При виброабразивной обработке для обеспечения высокой производительности требуется применение гранул абразивного наполнителя, обладающих хорошей режущей способностью и достаточной износостойкостью. Гранулы абразивного наполнителя должны длительное время сохранять размеры и форму, исключающие возможность застревания их во внутренних полостях обрабатываемых деталей. Кроме того, гранулы должны обеспечивать получение такой шероховатости поверхности, чтобы последующие переходы чистовой обработки имели минимальную продолжительность процесса.

Рассматривая влияние формы абразивных гранул на производительность процесса обработки, можно отметить, что съем технологического припуска с "открытых" поверхностей деталей не зависит от формы гранул [4, 10, 19]. По мнению авторов [4, 11, 20, 21] назначение формы гранул в виде геометрически определенных фигур (призмы, пирамиды, ромба, куба, шара и др.) предусматривает цель, главным образом, равномерного съема по всей обрабатываемой поверхности детали, имеющей труднодоступные или "затененные" места. Так, в своей монографии М.В. Политов и Н.А. Кузнецов пишут: "Технологические испытания, проведенные НИИТМАШем, показали, что по производительности обработки специальный абразивный инструмент мало чем отличается от боя абразивных кругов, имеющих значительно больше острых граней" [4]. К.Г. Слюсаренко и М.А. Дубова производили сравнительные испытания специального абразивного наполнителя, гранулы которого имели форму трехгранной призмы и звездочки. В итоге пришли к выводу, что форма гранул абразивного наполнителя не оказывает влияние на съем металла [18]. Аналогичное заключение приводится в работе И.Н. Карташова и др. [13]. Причины такого утверждения в литературе не раскрываются.

При обработке сложнодоступных элементов деталей (пазов, карманов, галтелей и т. д.) большинство исследователей [11, 19, 20] отмечают, что форма абразивных гранул оказывает заметное влияние на съем металла, но не приводят никаких количественных оценок. Этот недостаток восполнен в работах [21, 22], где показателем эффективности процесса виброабразивной обработки была выбрана полная боковая поверхность гранулы. Однако выводы, к которым они приходят, совершенно противоречивы.

Авторы работы [21] считают, что для повышения интенсивности металлосъема необходимо обеспечить, при постоянном объеме геометрической формы, наименьшую полную боковую поверхность абразивной гранулы, поскольку с уменьшением боковой поверхности площадь контакта абразивных гранул с поверхностью обрабатываемых

деталей увеличивается. Следовательно, при силовом воздействии гранулы с деталью в зоне контакта возрастают контактные напряжения, что интенсифицирует процесс съема металла.

К совершенно противоположным выводам приходят авторы работы [22]. Они считают, что большей полной боковой поверхности абразивных гранул соответствует большее количество зерен, участвующих в контактном взаимодействии при работе съема припуска с поверхности обрабатываемых деталей. Отсюда, по заключению [22], эффективность процесса виброабразивной обработки становится выше.

Г. Венцкевичем и др. [23, 24] проведены экспериментальные исследования по оценке эффективности применения абразивных гранул различной формы. Ими выявлено, что наибольшей режущей способностью обладают гранулы, имеющие форму тетраэдра и трехгранной призмы. Обработка в гранулах тетраэдральной формы позволяет увеличить производительность процесса на 10...80%. Данное положение объяснено тем, что площадь контакта плоскими гранями тетраэдральной формы наибольшая.

Увеличение размера абразивных гранул, согласно А.П. Бабичеву [3, 19], сопровождается непрерывным ростом съема металла. Это объяснено относительно большей силой микроударов, наносимых гранулами абразивного наполнителя по обрабатываемой детали. Такие же данные приводятся и в работах других авторов [10, 11]. В то же время авторы работы [10] указывают на отсутствие прямой зависимости между размерами гранул и металлосъемом. Экспериментальными исследованиями И.В. Политова и Н.А. Кузнецова [25] установлено, что увеличение грануляции свыше 50 мм ведет к уменьшению съема металла в связи со снижением относительных скоростей деталей и абразивных гранул. Такого же мнения придерживаются и авторы работы [10]. Они указывают, что чрезмерное увеличение размеров абразивных гранул может вызвать уменьшение скорости проскальзывания.

Грануляция (размеры) абразивного инструмента существенно влияет на достижимую шероховатость поверхности. С увеличением размера гранул высота микронеровностей обработанных поверхностей возрастает [11, 19]. В связи с этим для обеспечения малой шероховатости поверхности при создании технологического процесса обработки деталей при прочих равных условиях, как правило, производится выбор гранул с их постепенным и последовательным уменьшением размеров. Это уменьшение грануляции абразивного инструмента приводит к снижению интенсивности съема, т.е. снижению производительности процесса и удорожанию операции [4, 19].

В результате исследований [26] по эффективности применения абразивных гранул различной формы выявлено, что лучшие показатели по достижению требуемой шероховатости поверхности дают гранулы тетраэдральной формы. Применение абразивных гранул тетраэдральной формы при вибрационной обработке позволяет быстрее получить достижимую шероховатость с наименьшей высотой микронеровностей по сравнению с другими формами. Объясняется это тем, что площадь контакта гранул с плоскими гранями значительно выше, чем с гранями округлой формы. В этой связи при одинаковых режимах обработки деталей уменьшается удельное давление абразива на обрабатываемую поверхность, что снижает глубину внедрения зерен [26].

Проведенный обзор литературы показывает, что вопросы, связанные с влиянием абразивного наполнителя на производительность процесса обработки и износостойкость гранул, рассматривались дифференцированно.

Существующие нормативные рекомендации по выбору абразивного инструмента основываются, главным образом, на его технической характеристике (форме и размерах гранул, материале зерна и зернистости, материале связки и твердости) и на частных требованиях, предъявляемых к производительности процесса, качеству обработанных поверхностей, расходу (износу) инструмента. Несмотря на большое количество работ, посвященных этому виду обработки, нетрудно очертить круг принципиально важных вопросов, по которым имеется недостаточная ясность, противоречия или которые вообще не становились предметом исследования. Например, нет единого мнения о влиянии зернистости абразивных гранул на основные показатели процесса: его производительность и износ абразивных гранул. Недостаточна и противоречива информация о геометрических параметрах абразивных гранул и о влиянии их на производительность процесса обработки. Все это сдерживает более полное использование технологических возможностей процесса вибрационной обработки и, в целом, расширение его промышленного использования.

Как видно, из всех перечисленных вопросов вытекает то, что многие из них связаны с "геометрическим фактором" абразивных гранул, на который в ранее выполненных работах обращалось мало внимания. Основная трудность при изучении геометрии абразивных гранул обусловлена их стохастической природой (бой абразивных кругов, дробленые в размер гранулы горных пород, например, байкалит и др.), которая порождает проблему математического описания взаимосвязи геометрических параметров абразивных гранул с основными показателями процесса.

С учетом вышеизложенного целью проведения дальнейших экспериментальных исследований ставилось:

1. Оценка влияния формы абразивной гранулы, в том числе количества её граней, на съём металла с поверхности деталей на примере образцов из латуни ЛС 59-1Л ГОСТ 2060-83.

2. Разработка рекомендаций по целесообразности выбора формы абразивных гранул для обработки деталей также различных форм и размеров.

Для решения поставленных задач был проведен ряд экспериментов. За критерий оценки обрабатываемости материала принимался съём металла с поверхности вышеуказанных образцов (параллелепипедов и цилиндров) абразивными гранулами в виде конуса, звезды и трехгранных призм. Эксперименты проводились при одинаковых режимах обработки; одних и тех же компонентах самой гранулы (материал связки и абразива); равных величинах зерна абразива, объёма и массы гранул. Так, применялись: основа связки – эпоксидная смола, зернистость абразива - 30, масса гранулы - 10 г.

По результатам экспериментальных данных, которые частично представлены в [27], можно проанализировать влияние параметров абразивных гранул на обрабатываемость различного вида поверхностей. Зависимости съёма металла от времени обработки приведены на рис. 1, 2.

Результаты экспериментальных исследований позволяют сделать выводы о том, что при обработке гранулами в форме звезды (количество рёбер - 6, масса каждой гранулы ≈ 10 г, длина образующей - 20 мм, зернистость абразива - 30) съём металла с поверхности образцов из латуни марки ЛС 59-1Л ГОСТ 2060-83 был больше на 20-40%, чем при обработке тех же образцов гранулами в форме трёхгранных призм (количество рёбер - 4), имеющими сходные параметры.

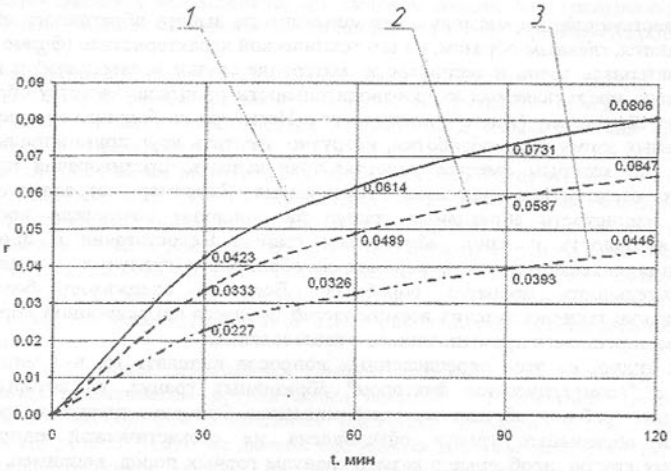


Рис. 1. Зависимость съёма металла с цилиндрических образцов от геометрической формы абразивных гранул и продолжительности обработки: 1 – гранулы в виде звезды; 2 – гранулы в виде трёхгранной призмы; 3 – гранулы в виде конуса.

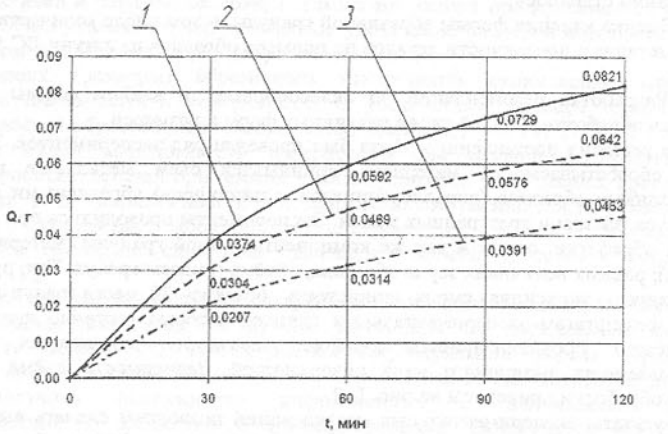


Рис. 2. Зависимость съёма металла с образцов – параллелепипедов от геометрической формы абразивных гранул и продолжительности обработки: 1 – гранулы в виде звезды; 2 – гранулы в виде трёхгранной призмы; 3 – гранулы в виде конуса.

Установлено, что при обработке цилиндрических и плоских поверхностей латунных образцов в U-образном контейнере вибрационного станка мод. ВМИ-1003 (с амплитудой 0,5 мм и частотой 36 Гц в течение 120 мин.) наиболее целесообразно

использование рабочей среды, состоящей из гранул, имеющих максимальное количество рёбер.

Анализ результатов показал, что форма гранулы (количество ее рёбер) при прочих равных условиях для съёма металла с обрабатываемой поверхности детали, является основной характеристикой. Данные исследования были проведены в ограниченном размерном диапазоне, а именно, исследовались соизмеримые по размерам абразивные гранулы и обрабатываемые образцы. Целесообразным является проведение дальнейших исследований специальных формованных рабочих тел и различных по форме и размерам образцов и деталей, что позволит достигнуть максимального технологического эффекта при их вибрационной обработке при прочих сохранённых параметрах без изменения амплитудно-частотных характеристик, т.е. без повышения энергоёмкости процесса.

Список литературы: **1**. Димов Ю.В. Финишная обработка деталей свободным абразивом // Повышение эффективности технологических процессов механообработки. - Иркутск: ИПИ. - 1990. - С. 3-6. **2**. Бабичев А.П., Ходош Б.Б. Формирование микрорельефа поверхности при виброгалтовке // Прогрессивные методы отделочной обработки деталей машин. - Ростов-на-Дону: РИСХМ. - 1968. - Вып.12. - С. 95-103. **3**. Бабичев А.П. Исследование технологических основ обработки деталей в среде колеблющихся тел (вибрационной обработки) с использованием низкочастотных вибраций: Автореф. дис... д-ра техн. наук. – Тула, 1975. - 62 с. **4**. Политов И.В., Кузнецов Н.А. Вибрационная обработка деталей машин и приборов. - Л.: Лениздат, 1965. - 126 с. **5**. Лавендел Э.Э., Субач А.П. Определение параметров движения контейнера и загрузки с учетом их взаимодействия при объемной вибрационной обработке // Вопросы динамики и прочности. - Рига: Зинатне. - 1972. - Вып. 22. - С. 5-18. **6**. Димов Ю.В. Управление качеством поверхностного слоя детали при обработке абразивными гранулами: Автореф. дис… д-ра техн. наук. - Минск, 1987. - 35 с. **7**. Литовка В.Г. Влияние геометрических параметров абразивного наполнителя на шероховатость поверхности детали при вибрационной обработке // Вибрации в технике и технологиях. – 1996. – № 3. – С. 13-17. **8**. Берник П.С., Ярошенко Л.В. Исследование динамики вибрационных машин с тороидальным контейнером // Вибрации в технике и технологиях. - 1996. – №3 – С. 47-53. **9**. Силин Р.И., Берник П.С. Особенности размерно-упрочняющей виброобработки твёрдосплавных изделий // Вибрации в технике и технологиях. - 2001. – №17 – С. 1-8. **10**. Карташов И.Н. и др. Обработка деталей свободными абразивами в вибрирующих резервуарах. - Киев: Вища школа, 1975. - 188 с. **11**. Кулаков Ю.М., Хрульков В.А. Отделочно-зачистная обрабока деталей. - М.: Машиностроение, 1979. - 216 с. **12**. Ляликова Н.Т. Исследование влияния некоторых факторов на процесс очистки и упрочнения деталей вибрационным методом: Автореф. дис… канд. техн. наук. - Томск: ТПИ, 1971. - 37 с. **13**. Matzunaga M., Hagiuda I. Vibratory Finiching-Fundamental research // Metall Finiching. – 1965. - № 9. **14**. Brand W.E. Precisions vibratory finishing // Precision me mail. – 1968. - Vol. 2. - № 8. **15**. Wellinger K., Vetz H. Glietverschleif, Spulverschleif, Strabl- verschleif unter der Wirkung Kornigen stoffen // VDI / Vorschungsheft. – 1955. - №449. - 115 s. **16**. Rasch I. Zur Mechanik der Schwinguhle Ghernie-Ingeneuer // Technik. Jahrgang. - 1964. - № 2. - s. 17-21. **17**. Пат. № 2735399 ФРГ, B24B 31/14. Schleifkorpr Butscher Ingeborg. Heiberger E. **18**. Слюсаренко К.Г., Дубова М.Л. Абразивные наполнители для виброшлифования // Абразивы. - 1968. - № 6. - С. 3-5. **19**. Бабичев А.П. Вибрационная обработка деталей. - М.: Машиностроение, 1974.-136 с. **20**. Кармалюк В.И. Исследование процесса объемной обработки и его влияние на физико-механические свойства твердых сплавов: Дис... канд. техн. наук. – Львов, 1970. - 143 с. **21**. Абразивные гранулы для галтовки: А.с. № 319454 СССР / Ю.Г. Сергиев, А.Г. Варыгин. - Опубл. 1971, Бюл. № 33. **22**. Marciniak M., Stefko A. Charakteristyka cech uzytkowych nowej grupy narsedzi sciernych // Prace Naukowe Politechniki. - Warszawskiej.: Mechanika. - 1976. - № 36. **23**. Венцкевич Г.ж. Определение съема металла при вибрационной обработке в абразивной среде с гранулами различной геометрической формы // - Ворошиловград. - 17 с. (Деп. в УкрНИИНТИ, 1984, № 980к840). **24**. Гранула для вибрационной обработки: А.с. № 804396 СССР / Л.Г. Одинцов и др. - Опубл. 1981, Бюл. № 6. **25**. Политов И.В., Кузнецов Н.А. Вибрационная обработка деталей машин и приборов. - Л.: Лениздат, 1965. - 126 с. **26**. Венцкевич Г.ж. Влияние геометрических параметров абразивных гранул на эффективность процесса шлифования в вибрирующих резервуарах: Дис... канд. техн. наук. - Львов, 1985. -175 с. **27**. Власова Т.А., Лубенская Л.М. К вопросу выбора формы гранул соизмеримых по размерам с обрабатываемыми деталями // Резание и инструмент в технологических системах. - Харьков: НТУ "ХПИ". - 2005. – Вып. 69. – С. 37-42.

Сдано в редакцию 27.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

К ВОПРОСУ ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ОТВЕТСТВЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ БУРОВЫХ НАСОСОВ

Лубенская Л.М., Покинтелица Н.И., Николаенко А.П., Честный А.Л
(ВНУ им. В. Даля, г.Луганск, Украина)

In this article the reason analysis of short term service of a hydraulic box of parts, namely a plate and a saddle of a chisel pump's valve, was conducted. Also the way of their durability rise by means of their manufacture technological process alteration by introduction on finishing operations of the superficial plastic deformation which is carried out on the vibrating equipment was offered.

Разведка и разработка угольных месторождений (особенно сейчас, когда возрастает значение энергоносителей) требует использования в этих процессах производительного и экономичного оборудования.

Как известно, при бурении необходимо осуществлять подачу промывочного раствора в скважину для чего и используются буровые насосы.

Эти насосы и циркуляционная система выполняют следующие функции:

нагнетание раствора в бурильную колонну для обеспечения циркуляции в скважине в процессе бурения и эффективной очистки забоя и долота от выбуренной породы, создания скорости подъема раствора в затрубном пространстве, достаточной для выноса породы на поверхность;

подвод к долоту гидравлической мощности, обеспечивающей высокую скорость истечения (до 180 м/с) раствора из его насадок для частичного разрушения породы и очистки забоя от выбуренных частиц;

подвод энергии к гидравлическому забойному двигателю.

Наиболее часто в качестве буровых насосов применяют поршневые насосы. Их по существующим структурным схемам можно подразделить на: прямодействующие двустороннего действия, двухпоршневые паровые; приводные двустороннего действия, двух- и трехпоршневые; одностороннего действия трехпоршневые [1].

Наиболее широко применяют трехпоршневые насосы одностороннего действия и двухпоршневые насосы двустороннего действия. Многолетней практикой бурения глубоких скважин установлено, что единственным удовлетворяющим требованиям технологии проводки скважин является поршневой горизонтальный приводной насос, в то же время в маломощных установках для разведочного бурения используют плунжерные насосы. Многопоршневые насосы не распространены вследствие сложности их эксплуатации, необходимости расхода большого числа быстроизнашивающихся деталей и затрат времени и средств на их смену [2].

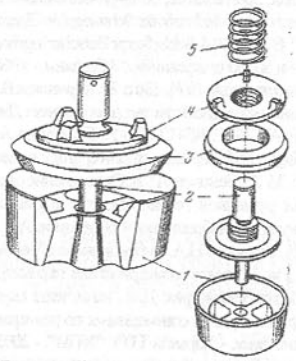


Рис. 1. Детали клапана насоса.

Один из основных узлов бурового насоса – клапан гидравлической коробки, который является наиболее уязвимым с точки зрения долговечности [1,2,3].

Детали клапана насосов предназначены для периодического открытия и закрытия всасывающих и нагнетательных отверстий камер.

В поршневых насосах применяют самоподъемные клапаны тарельчатого типа, т. е. с одной выходной щелью.

Клапан состоит из седла 1, тарелки со штоком 2, уплотняющего кольца 3, элементов его крепления 4 и пружины 5. Уплотняющая поверхность – коническая с углом наклона 30-60^0 (рис. 1) [1].

При прокачке буровых растворов, содержащих абразивные частицы, особенно утяжеленных растворов, срок службы клапанов значительно сокращается, и в ряде случаев вместо 300 – 500 ч составляет всего 20 – 30 ч работы. Поэтому их конструкции предусматривают простой доступ к ним и относительно быструю их замену. Но этим же обстоятельством вызывается большая величина вредного объема рабочей камеры насоса, превышающая полезную в несколько раз. Для удобства эксплуатации всасывающие и нагнетательные клапаны изготовляют взаимозаменяемыми [3].

Тарелка клапана снабжается направляющей, обеспечивающей точную посадку на седло одновременно по всей поверхности посадочного пояска. Для увеличения опорной поверхности тарелка клапана нижней плоскостью садится на перемычку седла, что должно повышать срок службы клапана.

Свойства промывочных растворов влияют на срок службы деталей гидравлической части насоса. Например, с увеличением вязкости и удельного веса раствора увеличивается нагрузка на насос. Промывочный раствор, PH которого ниже семи, вызывает сильную коррозию металлических поверхностей деталей (меловой раствор, обработанный $CaCl_2$). Содержание в растворах нефтяных эмульсий пагубно сказывается на резине уплотнения на основе натурального каучука (марка 93).

Но особую опасность представляет содержащийся в растворе песок. Обладая высокой твердостью, он вызывает абразивное разрушение поверхности трения деталей гидравлической части бурового насоса. В Донбассе бурение скважин, в основном, ведется по каменноугольным отложениям (карбону). Песчаник и песчаный сланец составляют 60% содержания карбона. Отсюда и высокий процент запесоченности растворов на буровых. Большие динамические нагрузки ударного характера и абразивный промывочный раствор приводят к разрушениям рабочих поверхностей тарелок и седел, а так же резинового уплотнения тарелки [3,4].

Наиболее ответственный элемент, определяющий долговечность клапана, - сопряжение уплотняющего элемента посадочных поверхностей седла и тарелок.

Для уменьшения износа уплотняющих поверхностей тарелки клапана и седла их термически обрабатывают либо по всему объему, либо только посадочные поверхности с нагревом токами высокой частоты или цементируют и закаливают. Закалка с нагревом производится на глубину 2-4 мм. Твердость клапана 55-60 HRC. Для клапанов применяют конструкционные стали марок 40ХНМ, 40ХС, 38ХСТ и др. Низкоуглеродистые конструкционные стали марок 20Г, 18ХГТ, 20ХН3 и другие подвергают цементации. Для изготовления седел клапанов используют стали марок 40ХН3, 40Х и стали марок 25ХНМА, 20ХН3 после закалки и цементации [1].

В процессе работы под воздействием абразивосодержащего раствора и ударных нагрузок на рабочих поверхностях элементов клапана возникают вмятины, выкрашивания, отколы. Воздействию этих дефектов и образованию неплотностей в клапане способствуют также абразивные частицы, попадающие на соударяемые сопряженные поверхности. При дальнейшей работе клапана под воздействием струи жидкости высокого давления в местах возникновения указанных выше дефектов образуются промывы различной конфигурации.

В Восточноукраинском национальном университете им. В.Даля на кафедре «Металлорежущие станки и инструменты» проводился анализ дефектов пары седло –

тарелка клапана насоса. Было исследовано свыше 160 клапанов. Характерные виды износа и разрушений следующие: промывы тарелки и седла – 32, кольцевая выработка – 24, разрушение резины уплотнения – 16, односторонний износ – 4, вмятины, выкрашивания, отколы – 4.

Кроме указанных выше дефектов наблюдались также промывы седел с наружной стороны, образовавшиеся вследствие неплотной посадки седла в гнездо гидравлической коробки. Таким образом, промывы являются основным видом износа поверхностей тарелок и седел клапанов. На рабочих поверхностях тарелок и седел также наблюдались кольцевые выработки. Можно предположить, что это является следствием пластической деформации металла, что характерно для случаев протекания процесса абразивного изнашивания при наличии ударных динамических нагрузок.

Как указывалось ранее, повреждение клапанов является основной причиной отказов работы всей гидравлической коробки, а, следовательно, повышение долговечности гидрокоробок – это один из важнейших вопросов при конструировании и изготовлении буровых насосов [4]. Поэтому анализ причин низкого эксплуатационного срока службы узла соединения тарелка-седло указывает на необходимость рассмотрения технологического процесса изготовления этих деталей. Можно предположить, что не точное базирование деталей на операциях закалки ТВЧ и шлифовании поверхности рабочего конуса или неправильное ориентирование седел относительно индуктора приводит к разнице в значениях твердости поверхности, а следовательно возникают остаточные напряжения. Одновременно следует отметить, что и не высокие требования по обеспечению угла наклона уплотняющей поверхности не позволяют получить соответствующее соединение. Достаточно сложная конфигурация поверхностей на операциях шлифования не способствует получению стабильного равномерного качественного поверхностного слоя, а также, как известно, при классическом шлифовании возможны прижоги поверхности, что естественно способствует разрушению посадочных поверхностей именно в этих местах.

Возникает потребность в изменении технологического процесса изготовления тарелки и седла, например, аналогично изменению технологического процесса производства турбинных лопаток, на финишных операциях, путем применения методов поверхностного пластического деформирования (ППД), способствующих упрочнению элементов узлов, работающих со значительными динамическими нагрузками [5].

ППД является одним из технологических приемов повышения надежности и долговечности изделий в современном машиностроении. К наиболее распространенным методам ППД, широко применяемым сегодня на предприятиях, следует отнести: обкатывание роликами, обкатывание шариками, калибрующее накатывание роликами, алмазное выглаживание, центробежная обработка, многороликовое обкатывание, вибрационная обработка и др.

Учитывая низкую себестоимость, простоту конструкции, возможность одновременной обработки значительного количества деталей можно остановиться на вибрационной обработке (ВиО). Например, на предприятии «Мотор Сич» эксплуатируется более 160 единиц виброустановок. На этом предприятии были проведены исследования рабочих лопаток турбин из сплава ЭИ 867, изготовленных по технологии с применением виброполирования взамен окончательного ручного полировании, ранее используемого в серийной технологии. Продолжительность виброполирования 3 часа. За это время с каждой стороны пера снимали припуск 0,035 – 0,04 мм.

В таблице 1 приведены данные о параметрах шероховатости и наклепе, полученные при исследовании виброполированных и серийных лопаток турбин.

Таблица 1 - Результаты исследований шероховатости, наклепа и усталости.

Вид обработки пера лопаток	Ra, мкм	Микротвердость поверхности, МПа	Глубина наклепа, мм	Степень наклепа, %	σ_{-1}, МПа
Виброполирование	0,6-0,7	5100	0,060	39	310
Окончательное ручное полирование	0,65-0,8	4700	0,030	29	300

Глубина наклепа при виброполировании получается в два раза больше чем при ручном полировании, степень наклепа получается на 10% выше за счет более высокого значения микротвердости у поверхности [5].

В лаборатории ВНУ им. В. Даля были проведены исследования по обрабатываемости изделий и образцов из стали 40Х, при этом уделялось большое внимание изучению процессов формирования поверхностного слоя металла во время вибрационной обработки, рассматривались изменения шероховатости обрабатываемой поверхности и упрочнение ее поверхностного слоя.

Высота микронеровностей образцов до виброобработки составляла 1,4-1,0 мкм. Кроме того, на рабочей поверхности наблюдались вмятины и вогнутости до 0,05 мм и диаметром до 0,5 мм. На торцах образцов наблюдались заусенцы высотой h – 0,6 мм и толщиной до b – 0,25 мм. На поверхности образцов имелся слой окисла металла толщиной 0,06 мм, темносерого цвета.

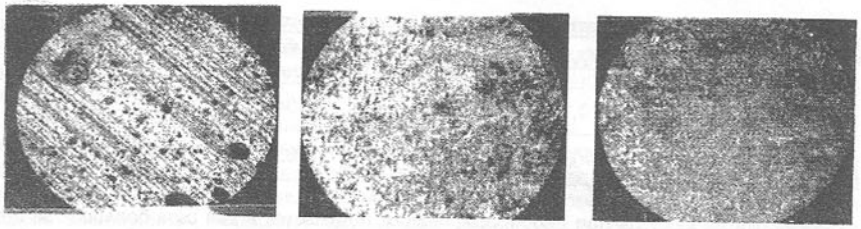
В течении первых минут виброобработки в микрорельефе обрабатываемой поверхности значительных изменений не происходило. В этот период времени с поверхности удалялись лишь слабо связанные с основным металлом заусенцы и вершины микронеровностей высших порядков. Основной профиль ее не изменялся, и шероховатость уменьшалась очень незначительно.

В последующий период, равный примерно пяти-шести минутам обработки, происходило монотонное удаление окислов с поверхностей образцов и уменьшение оставшихся заусенцев.

К концу описанного периода с обрабатываемой поверхности полностью удалялись окислы металла. Поверхность приобретала микропрофиль, состоящий из отдельных микроскопических коротких рисок, ямок, уколов, бугорков, что придавало поверхности характерный светлосерый вид.

Третий этап длился в течение от пятнадцатой до тридцатой минуты обработки. За это время происходило практически основное изменение шероховатости поверхности. С образцов удалялись все крупные микронеровности, на 80 – 90% заусенцы, начиналось закругление острых кромок.

В дальнейшем характер процесса изменялся. Изменение шероховатости происходило очень медленно. Объясняется это, очевидно, тем, что с обрабатываемой поверхности были удалены все крупные микронеровности, а для снятия мелких требовалось более интенсивное воздействие среды. Наряду с этим наблюдалось уменьшение съема металла и на скругленных торцах образцов (рис. 2).



а б в

Рис.2. Поверхность образцов: а) до виброобработки; б) после 30 минут виброобработки; в) после 60 минут виброобработки.

Измерение микротвердости поверхностного слоя с помощью микротвердомера ПМТ-3 показало, что в процессе виброобработки микротвердость повысилась на 13 %. Это объясняется тем, что в процессе ударов шлифовальных тел об образцы в поверхностном слое последних снизилось количество остаточного напряжения в структуре, увеличилась плотность дислокации и измельчились блоки. Наряду с измельчением блоков большую роль играет превращение остаточного аустенита в мартенсит. Таким образом виброобработка обеспечила не только снижение шероховатости обрабатываемой поверхности, но и упрочнение поверхностного слоя.

На основании результатов и исследований, проведенных в лаборатории ВНУ им. В. Даля, можно прийти к выводу, что применение ВиО позволит повысить сопротивление усталости и стабильность характеристик качества поверхностей ответственных деталей буровых насосов. Основной задачей, стоящей перед технологами, будет являться выбор режимов работы вибрационного станка, а именно амплитуды и частоты, подбора рабочей среды – инструмента, состоящей из абразивных гранул и рабочего раствора, обеспечивающих желаемый результат.

Список литературы: **1.** Ильинский А.Л., Шмидт А.П. Буровые машины и механизмы:Учеб для техникумов.- М.: Недра, 1989. – 395с. **2.** Вадецкий Ю.В. Бурение нефтяных и газовых скважин: Учебник. – М.: Академия, 2003. – 352с. **3.** Косенко-Белинский Ю.А. Поршневые насосы для абразивных гидросмесей. Монография. – Луганск. Изд-во ВУГУ, 1997. – 142с. **4.** Косенко-Белинский Ю.А. Исследование и совершенствование буровых насосов. 05.04.03 – гидравлические машины, машины и аппараты холодильной и криогенной техники: Автореф./Ленинград. – политехн.инт-т им. М.И. Калинина – Л., 1962. – 19с. **5.** Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора вентилятора. Часть I. Монография/ Богуслаев В.А., Муравченко Ф.И., Жеманюк П.Д. и др. – Запорожье: изд-во ООО «Мотор Сич», 2003. – 396с.

Сдано в редакцию 27.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Семенченко А.К.

К ВОПРОСУ ОПТИМИЗАЦИИ РЕЖИМОВ СВЕРЛЕНИЯ ПО КРИТЕРИЮ МИНИМАЛЬНОЙ СЕБЕСТОИМОСТИ

Малышко И.А., Коваленко В.И., Федосов Н.Н. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

In the paper the determination of mathematical model of optimum cutting conditions for one-tool machining on a boring machine is considered. The mathematical model is the set of linear function (the cost price – cutting conditions) and system of the linear equations and inequalities. Linear function accepts the minimal value with optimum cutting conditions.

Определение оптимальных режимов резания является одной из наиболее часто встречающихся задач при разработке различных технологических процессов механической обработки заготовок. От правильно рассчитанных режимов резания зависят такие характеристики механической обработки заготовок, как стойкость режущего инструмента, производительность обработки, технологические затраты и другое.

Вопросами расчета оптимальных режимов резания при сверлении длительное время занимаются различные исследователи [1 - 4]. Обобщающие рекомендации по определению режимов резания приведены в справочнике [5]. Однако, из-за различных исходных условий обработки и намеченных целей оптимизации процесса резания возникают разные варианты постановки этой задачи.

Целью настоящей работы является постановка задачи оптимизации режимов резания при сверлении аналитическим методом с учетом основных технических ограничений, накладываемых на процесс обработки.

В задачах расчёта оптимальных режимов резания входные параметры разделяют на искомые (управляемые) и заданные(неуправляемые). Задача оптимизации сводится к отысканию такого сочетания значений управляемых параметров, при котором, при заданных значениях неуправляемых параметров, совокупность выходных параметров является наилучшей (имеет экстремум).

В качестве искомых параметров при расчёте режимов резания обычно принимают скорость резания V и подачу S; глубина резания при сверлении однозначно определяется размером режущего инструмента и, следовательно, не может выступать в качестве искомого параметра.

Набор искомых параметров может быть представлен в виде некоторого множества $X=\{x_1,x_2,\}$. Тогда задача расчёта оптимального режима резания сводится к задаче математического программирования:

$$F(x) \to \min(\max);$$
$$R_i(x) \le R_i, i = 1,2...,m;$$
$$x \in \{X\},$$

где $F(x)$ - зависимость для принятого критерия оптимальности; x - искомый параметр из некоторого множества X; $R_i(x)$ - значение i-ой характеристики процесса резания; R_i- заданное предельное значение i-ой характеристики процесса резания.

В качестве первого технического ограничения режима обработки при сверлении принимаем ограничение скорости резания, накладываемое кинематикой станка.

С одной стороны, скорость резания при сверлении обусловлена принятой стойкостью инструмента, материалом режущей части инструмента, его геометрией, глубиной резания, подачей, механическими свойствами обрабатываемого материала;

значение скорости резания при этом определяется по справочнику [5] по общеизвестной формуле. С другой стороны, скорость резания определяется кинематической схемой станка (частотой вращения шпинделя n). Приравнивая выражения для определения скорости резания, подсчитанные с учетом вышеназванных обстоятельств, получим выражение для первого технического ограничения

$$nS^y = \frac{318{,}3 \cdot C_v D^{q-1} k_v}{T^m}, \qquad (1)$$

где C_v - постоянный коэффициент, характеризующий нормативные условия обработки; D - диметр инструмента, мм; K_v - общий поправочный коэффициент на скорость резания; T - принятая стойкость инструмента, мин; m - показатель относительной стойкости; q - показатель степени при D.

Второе техническое ограничение – это ограничение по мощности электропривода главного движения станка. Для нахождения аналитического выражения для этого ограничения определяют, с одной стороны, по справочнику [5] крутящий момент на шпинделе станка, возникающий вследствие наличия окружной силы резания при сверлении; с другой стороны, определяют крутящий момент на шпинделе станка, соответствующий мощности электродвигателя главного привода станка и числу оборотов шпинделя.

Учитывают, что крутящий момент вследствие возникающих усилий резания должен быть меньше крутящего момента, развиваемого станком по мощности установленного на нем электродвигателя, то есть

$$10 C_m D^q S^y k_p \le \frac{N_{ст} \eta 9750 \cdot 10^3}{n}, \qquad (2)$$

где C_m - постоянный коэффициент, учитывающий влияние на усилие резания обрабатываемого материала и других условий обработки; K_p - общий поправочный коэффициент, учитывающий условия обработки; q, y - показатели степеней соответственно при D, S; $N_{ст}$ - мощность электродвигателя главного привода станка, кВт; η - коэффициент полезного действия передачи от электродвигателя главного привода до инструмента.

Преобразуя неравенство (2), получаем

$$S^y n \le \frac{N_{ст} \eta 975 \cdot 10^3}{C_m D^q k_p}. \qquad (3)$$

Полученное неравенство (3) устанавливает связь между силами резания при сверлении и мощностью электродвигателя главного привода станка и является одним из основных технических ограничений при определении оптимальных режимов резания.

Третье техническое ограничение устанавливает взаимосвязь искомых параметров и производительности станка Q, которая может быть определена как величина, обратная циклу работы станка $T_ц$.

Производительность станка определяется из выражения

$$Q = \frac{RK_з r_R}{60}, \qquad (4)$$

где R - теоретическая производительность станка, шт/ч.; $K_з$ - коэффициент загрузки станка; r_R - число деталей, одновременно обрабатываемых на одной позиции.

Продолжительность цикла работы станка $T_ц = 1/Q$, или

$$T_ц = \frac{60}{RK_з r_R}, \qquad (5)$$

Время цикла определяется по формуле

$$T_ц = T_o + T_{в.н}, \qquad (6)$$

где T_o - основное технологическое время, мин; $T_{в.н}$ - вспомогательное не перекрываемое время, мин.

Основное технологическое время определяется по формуле

$$T_o = \frac{L}{n \cdot S}, \qquad (7)$$

где L- длина рабочего хода инструмента.

Сравнивая уравнения (5) и (6) и учитывая, что время цикла работы станка должно быть больше времени цикла, определяемого суммой $(T_o+T_{в.н})$ получаем следующее неравенство

$$\frac{60}{RK_з r_R} \ge (T_o + T_{в.н}). \qquad (8)$$

Подставляя в неравенство (8) значение T_o из выражения (7) и решив его, получим третье техническое ограничение

$$ns \ge \frac{\left(\frac{60}{RK_з r_R} - T_{в.н}\right)}{L}. \qquad (9)$$

Четвертое техническое ограничение устанавливает взаимосвязь между усилием подачи P_o, действующим при резании на инструмент, и усилием подачи станка $P_{под.ст}$, допускаемого прочностью механизма подачи станка.

Усилие подачи P_o, действующее на инструмент (определяемое по справочнику [5]), не должно превышать усилие подачи станка $P_{под.ст}$

$$10 C_p D^q S^y k_p \le P_{под.ст}. \qquad (10)$$

Полученное неравенство является одним из основных неравенств при определении оптимальных режимов резания. Представим его в виде

$$S^{y} \le \frac{P_{под.ст}}{10C_p D^q k_p}. \qquad (11)$$

Пятое и шестое технические ограничения основаны на том, что полученное расчетное значение частоты вращения шпинделя n должно находиться в диапазоне (min - max) частот, определяемых кинематикой станка (по минимуму $n_{ст\min}$ и по максимуму $n_{ст\max}$), или:

$$n \ge n_{ст\min}; \qquad (12)$$

$$n \le n_{ст\max}. \qquad (13)$$

Седьмое и восьмое технические ограничения по своей структуре аналогичны двум предыдущим и устанавливают взаимосвязь расчётной величины подачи S с подачей, допустимой кинематикой станка (по минимуму $S_{ст.\min}$ и по максиму $S_{ст.\max}$):

$$S \ge S_{ст.\min}; \qquad (14)$$

$$S \le S_{ст.\max}. \qquad (15)$$

Так как в качестве критерия оптимизации будет использоваться минимальная себестоимость обработки, рассмотрим структуру себестоимости обработки детали на станке. Технологическая минутная себестоимость детали, то есть себестоимость детали, отнесенная к 1 мин работы станка, может быть определена из выражения

$$C_{мин} = M_o + M_{вс} + З_o + З_{вс} + Л + И + \Sigma A + \Sigma P + Б_p, \qquad (16)$$

где M_o и $M_{вс}$ - затраты на основные и вспомогательные материалы; $З_o$ и $З_{вс}$ – заработная плата основных и вспомогательных рабочих; $Л$ – затраты на электроэнергию для технологических целей; $И$ – затраты на инструмент и малоценные приспособления; ΣA – затраты на амортизационные отчисления от оборудования, технологического оснащения и производственных площадей; ΣP – затраты на ремонт оборудования, на ремонт и обслуживание систем управления; $Б_p$ – потери на технологический брак.

Приведенная себестоимость (на единицу пути инструмента)

$$C_{пр} = \frac{C_{мин}}{n \cdot S}. \qquad (17)$$

Принимаем, что при изменении режимов резания изменяется главным образом составляющая $C_{пр}$, зависящая от затрат на электроэнергию для технологических целей; остальные составляющие от режимов резания не зависят, то есть остаются постоянными. В этом случае приведенная себестоимость определяется как

$$C_{пр} = Э_л + \Sigma П_{пр}, \qquad (18)$$

где $Э_л$ – приведенные удельные затраты на технологическую электроэнергию; $\Sigma П_{пр}$ - приведенные удельные затраты от остальных элементов технологической себестоимости; $\Sigma П_{пр}$ = const.

Приведенные удельные затраты на технологическую электроэнергию

$$Эл = \frac{P_z \cdot V}{60 \cdot 10^3} \cdot Ц, \qquad (19)$$

где P_z – тангенциальная составляющая силы резания; V – скорость резания; $Ц$ – цена 1 кВт·ч электроэнергии. Элементы приведенной себестоимости определяются по нормативным документам [5]:

$$P_z = 10C_p D^{q_p} S^{y_p} k_p \quad \text{и} \quad V = \frac{C_v D^{q_v}}{T^m S^{y_v}} k_v.$$

После подстановки значений P_z и V в выражение (19), преобразуем это уравнение таким образом, чтобы оно было представлено сомножителями, не зависящими и зависящими от подачи: $Эл = R \cdot \frac{S^{y_p}}{S^{y_p}} \cdot$ или

$$Эл = R \cdot S^{(y_p - y_v)}, \qquad (20)$$

где R – часть приведенных удельных затрат на технологическую электроэнергию, не зависящая от подачи.

Покажем, что для конкретных условий обработки значение $S^{(y_p - y_v)}$ может быть близким к единице. Например, при обработке отверстий в конструкционной стали показатели степени при S равны [5]: y_p = 0,8; y_v = 0,7. При этом получаем численные значения вышеуказанного выражения: например, для S = 0,2 мм/об - $S^{(y_p - y_v)} = 0{,}2^{0{,}1}$ = 0,85; для S = 0,5 мм/об - $S^{(y_p - y_v)} = 0{,}5^{0{,}1}$ = 0,93.

С учетом вышеизложенного примем, что уравнение оценочной функции (критерия оптимальности) для минимальной себестоимости операции имеет следующий вид:

$$f = \frac{C_o}{nS}, \qquad (21)$$

где C_o – постоянная величина, не зависящая от режимов резания n, S.

Входящая в вышеприведенные уравнения и неравенства величина S в ряде случаев имеет значения порядка 0,01 - 0,1 мм, то есть этим значениям будут соответствовать отрицательные логарифмы. Для того чтобы избежать появления отрицательных логарифмов, умножим во всех уравнениях и неравенствах технических ограничений величину S на 100 и проведём соответствующие преобразования.

Прологарифмируем левые и правые части выше полученных уравнений и неравенств, причем для удобства будем пользоваться натуральными логарифмами.

Введём следующие обозначения:

$$\ln n = x_1;$$

$$\ln(100S) = x_2;$$

$$\ln\left(\frac{100^y 318 C_v k_v D^{q-1}}{T^m}\right) = b_1;$$

$$\ln\left(\frac{100^y N_{cm}\eta 975\cdot 10^3}{C_m D^q k_p}\right) = b_2;$$

$$\ln\left(\frac{100\cdot 60}{LRk_з r_R} - \frac{T_{вн}}{L}\right) = b_3;$$

$$\ln\left(\frac{P_{под.cm}100^y}{10C_p D^q k_p}\right) = b_4;$$

$$\ln(n_{cm\min}) = b_5;$$

$$\ln(n_{cm\max}) = b_6;$$

$$\ln(100S_{cm\min}) = b_7;$$

$$\ln(100S_{cm\max}) = b_8.$$

Подставляя введенные обозначения в полученные ранее уравнения и неравенства технических ограничений и критерия оптимальности, получим смешанную систему *(A)* линейных уравнений и неравенств и линейную функцию, подлежащую оптимизации:

$$(A)\begin{cases} x_1 + yx_2 = b_1; \\ x_1 + yx_2 \le b_2; \\ x_1 + x_2 \ge b_3; \\ yx_2 \le b_4; \\ x_1 \ge b_5; \\ x_1 \le b_6; \\ x_2 \ge b_7; \\ x_2 \le b_8. \end{cases}$$

$$f_o = C_o - x_1 - x_2. \qquad (22)$$

Смешанная система *(A)* линейных уравнений и неравенств и линейная функция f_o в их совокупности представляют математическую модель (*W*) оптимального режима резания для одно-инструментальной обработки на сверлильном станке. Полученная таким образом математическая модель *W* представляет собой универсальную теоретическую математическую модель оптимального режима резания.

Смешанная система *(A)* характеризует основные технические ограничения, в рамках которых протекает процесс резания. В том числе линейная форма уравнения (22) характеризует часть производительности операции, зависящую от режима резания.

Таким образом, задача определения оптимального режима резания математически сводится к тому, чтобы среди всевозможных неотрицательных решений x_1, x_2 системы *(A)* найти такие значения $x_{1опт}, x_{2опт}$ при которых линейное выражение (22) принимает наименьшее возможное значение.

Результаты этой работы представляют собой аналитическую модель оптимизации режимов резания по критерию минимальной себестоимости. Пример реализации этой задачи будет выполнен в последующих исследованиях.

Список литературы: **1**. . Филоненко С.Н. Резание металлов. - Киев: Вища школа, 1969. – 260 с. **2**. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение. 1976. – 278 с. **3** Кроль О.С., Хмелевский Г.Л. Оптимизация и управление процессом резания. – К.УМК ВО,1991. – 140 с. **4**. Баранов А.В. Расчет режимов резания при обработке отверстий осевым инструментом. // Вестник машиностроения. 2002, № 2, с. 45 – 48. **5**. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 2. Под ред. А.М. Дальского. - М.: Машиностроение -1, 2001. - 944 с.

Сдано в редакцию 18.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Матюха П.Г.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО ИНТЕРВАЛА ВРЕМЕНИ МЕЖДУ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННЫМИ ВОЗДЕЙСТВИЯМИ НА РАБОЧУЮ ПОВЕРХНОСТЬ КРУГА ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ ТВЕРДОГО СПЛАВА

Матюха П.Г., Полтавец В.В., Стрелков В.Б., *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

The method of determination of time interval between spark-erosive actions on wheel working surface is developed at diamond grinding of hard alloys with periodic spark-erosive actions. Time interval is calculated by criterion of the minimal specific manufacturing cost of diamond grinding.

В связи с освоением машиностроительной промышленностью Украины новых видов продукции и масштабными планами завоевания ею новых рынков сбыта этой продукции одной из наиболее острых проблем, стоящих перед машиностроительным производством, является снижение затрат на выпуск продукции. На основном этапе производственного цикла – этапе изготовления изделия – снижение производственных затрат выражается в уменьшении технологической себестоимости. Эта задача решается, в частности, путем оптимизации режимов механической обработки.

Основными разновидностями методик поиска оптимальных режимов шлифования является либо многофакторный эксперимент [1, 2], либо аналитический расчет с учетом важнейших технических ограничений [3]. Вследствие высокой энергоемкости процесса обработки и значительной стоимости алмазного инструмента в качестве критерия оптимизации при поиске оптимальных режимов алмазного шлифования, по нашему мнению, следует использовать удельную себестоимость обработки, представляющую собой отношение технологической себестоимости единицы времени шлифования к объемной производительности процесса.

При алмазном шлифовании твердых сплавов с периодическими электроэрозионными воздействиями (ЭЭВ) на рабочую поверхность круга (РПК) [4], осуществляемыми одновременно с обработкой, удельная себестоимость шлифования зависит от интервала времени T между электроэрозионными воздействиями [5]. Оптимальным значением интервала времени между электроэрозионными воздействиями будет время, при котором удельная себестоимость шлифования $C_{уд}(T)$ будет минимальной, то есть:

$$C_{уд}(T) = \frac{C_{ст.ч}(T)}{V_{ст.ч}(T)} \to \min, \quad (1)$$

где $C_{ст.ч}(T)$ – технологическая себестоимость станко-часа шлифования, грн/ст.ч;

$V_{ст.ч}(T)$ – объем материала, сошлифованного за один станко-час обработки, мм^3/ст.ч.

Целью данной работы является разработка методики определения оптимального интервала времени между электроэрозионными воздействиями на РПК по формуле (1) при шлифовании твердых сплавов.

Концептуально метод определения оптимального интервала времени между электроэрозионными воздействиями на РПК основывается на полном использовании в каждый момент времени обработки текущей лимитированной режущей способности круга. При шлифовании твердых сплавов важнейшим (лимитирующим) ограничением режущих возможностей шлифовального круга является температура начала окисления алмаза [4]. Изменение режущей способности круга за период его работы проявляется при обработке по упругой схеме в виде изменения фактической глубины резания. Полученная для упругой схемы зависимость текущей лимитированной режущей способности круга от времени обработки может быть определена, путем выполнения следующей последовательности действий:

1. Аналитический расчет максимально допустимого при обработке по упругой схеме усилия поджима заготовки к кругу, удовлетворяющего лимитирующему техническому ограничению.

2. Экспериментальное исследование изменения текущей лимитированной режущей способности круга во времени при шлифовании по упругой схеме, кинематика которой аналогична жесткой, с последующей описанием экспериментальных данных регрессионной кривой.

Допустимую величину тангенциальной составляющей силы резания на круге $P_{zк}$, Н, ограниченную температурой начала окисления алмаза, определим по формуле:

$$P_{zк} = \frac{0{,}95 \cdot (T_{ок} - 293) \cdot \left(\lambda_1 + 2{,}25 \cdot \lambda_2 \cdot A^* \cdot \sqrt{F_0}\right) \cdot \pi \cdot n_p \cdot d^2 \cdot \sqrt{l} \cdot b}{4{,}52 \cdot A^* \cdot \delta \cdot \sqrt{\omega_1 \cdot V_к}}, \quad (2)$$

где λ_1 – коэффициент теплопроводности алмаза, Вт/(м·К);

λ_2 – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·К);

$T_{ок}$ – температура начала окисления алмаза, К;

A^* – безразмерный коэффициент, учитывающий теплоотвод в тело круга;

F_0 – безразмерное время контакта зерна с кругом;

n_p – количество режущих зерен на одном квадратном метре поверхности круга, шт/м^2;

d – диаметр основания цилиндрической модели зерна, м;

b – ширина шлифования, м;

l – длина дуги контакта шлифовального круга с деталью, м;

δ – коэффициент, учитывающий неравномерность удельных сил на зернах;

ω_1 – коэффициент температуропроводности алмаза, м^2/с;

$V_к$ – скорость шлифовального круга, м/с;

$(T_{ок} - 293)$ – избыточная температура на торце зерна относительно комнатной температуры, равной 20°С.

Коэффициент A^* определяется по следующей формуле [6]:

$$A^* = A_1 - \frac{5{,}76 \cdot \lambda_к \cdot F_0 \cdot A_{ср}}{\lambda_1 + 5{,}76\lambda_к \cdot F_0},$$

где A_1, $A_{ср}$ – функции, зависящие от критерия Фурье [6];

$\lambda_к$ – коэффициент теплопроводности алмазоносного слоя, Вт/(м·К);

F_0 – безразмерное время контакта зерна с кругом, представленное с помощью критерия Фурье.

Максимально допустимую силу поджима образца к РПК, соответствующую максимальной радиальной составляющей силы резания $P_{yк}$ при обработке по упругой схеме, найдем по составляющей $P_{zк}$ с помощью коэффициента шлифования $K_ш$, представляющего собой отношение тангенциальной составляющей силы резания на круге к радиальной составляющей. Отсюда следует, что

$$P_{yк} = P_{zк} / K_ш. \quad (3)$$

Изменение текущей лимитированной режущей способности круга по данным, полученным экспериментальным путем, опишем комбинацией двух видов зависимостей, соответствующих различным участкам изменения режущей способности при периодических ЭЭВ на РПК [7]:

а) при шлифовании без ЭЭВ – экспоненциальной зависимостью вида:

$$Q_1 = Q_{уст} + \Delta Q \cdot \exp(\beta_Q \cdot \tau), \quad (4)$$

где Q_1, $Q_{исх}$, $Q_{уст}$ – соответственно текущая, исходная, установившаяся лимитированная режущая способность круга, мм^3/мин;

$\Delta Q = Q_{исх} - Q_{уст}$ – амплитуда снижения лимитированной режущей способности круга, мм^3/мин;

β_Q – эмпирический коэффициент, 1/мин;

τ – продолжительность шлифования, мин;

б) при обработке с электроэрозионными воздействиями на РПК – линейной зависимостью вида:

$$Q_2 = K_2\,\tau + b, \quad (5)$$

где K_2 – коэффициент, характеризующий интенсивность восстановления режущих свойств РПК при ЭЭВ, мм^3/мин^2;

b – свободный член уравнения регрессии, мм^3/мин.

Объем сошлифованного материала за час $V_{ст.ч}(T)$ обработки определяется, с учетом цикличности процесса «снижение режущей способности РПК - восстановление режущей способности РПК», по методике подробно изложенной в работе [7].

В технологической себестоимости станко-часа шлифования необходимо учесть следующие составляющие [3]:

$$C_{ст.ч} = З_о + А + Р_т + Э + И, \quad (6)$$

где $З_о$ – часовая заработная плата шлифовщика, грн;

A – амортизация производственного оборудования, грн;

$P_т$ – затраты на текущий ремонт и содержание оборудования, грн;

$Э$ – затраты на технологическую электроэнергию, грн;

$И$ – возмещение затрат на износ алмазного инструмента, грн.

В формуле (6) часовые затраты $З_о$, A, $P_т$ не зависят от режимов шлифования и управляющих воздействий и являются постоянными. Они рассчитываются по известным методикам [8]. Так как периодические электроэрозионные воздействия на РПК при шлифовании твердых сплавов осуществляются на максимальных электрических режимах, затраты на технологическую электроэнергию $Э$ и возмещение затрат на износ алмазного инструмента $И$ зависят от интервала времени между электроэрозионными воздействиями на РПК.

При определении зависимости технологической себестоимости обработки от интервала времени между электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга $C_{ст\cdot ч}(T)$ целесообразно использовать себестоимость станко-минуты обработки. В соответствии с формулой (6) себестоимость одной станко-минуты обработки будет равна:

$$C_{ст\cdot м}=\frac{C_{ст\cdot ч}}{60}=З_{ом}+A_м+P_{тм}+Э_м+И_м, \qquad (7)$$

где $З_{ом}$, $A_м$, $P_{тм}$, $Э_м$, $И_м$ – те же величины, что и в формуле (6), но приходящиеся на 1 минуту работы шлифовального станка.

При шлифовании с периодическими электроэрозионными воздействиями на РПК затраты на технологическую электроэнергию $Э_м$ определяются по следующим формулам [5]:

1. Для периода шлифовании без ЭЭВ – как затраты электроэнергии на осуществление процесса шлифования:

$$Э_м = Э_{шл} = W_{шл}\cdot Ц_э, \qquad (8)$$

где $W_{шл}$ – электроэнергия, затрачиваемая на шлифование, кВт·мин;

$Ц_э$– стоимость 1 кВт·мин электроэнергии, грн/(кВт·мин).

2. Для периода шлифования с ЭЭВ – как сумма затрат электроэнергии на осуществление процесса шлифования и на осуществление электроэрозионных воздействий на РПК на максимальных электрических режимах с целью восстановления режущих свойств шлифовального круга

$$Э_м = Э_{шл} + Э_{упр} = (W_{шл} + W_{упр})\cdot Ц_э, \qquad (9)$$

где $W_{упр}$– электроэнергия, затрачиваемая на восстановление режущих свойств РПК, кВт·мин.

Затраты на возмещение расхода алмазов $И_м$ при шлифовании без ЭЭВ не учитываются, так как износ круга при этом незначителен и проявляется в форме образования контактных площадок на зернах без их выпадения из связки. Во время шлифования с ЭЭВ эти затраты определяются по формуле:

$$И_м = Q_{1a}\cdot Ц_a, \qquad (10)$$

где Q_{1a} – количество алмазов в весовом измерении, удаленных в процессе электроэрозионных воздействий за 1 минуту, карат;

$Ц_a$ – стоимость одного карата алмазов, грн/карат.

Длительность управляющих электроэрозионных воздействий на РПК определяется моментом времени, когда текущая режущая способность круга на линейном участке достигнет точки, которая соответствует режущей способности РПК, после периода приработки. Такая длительность воздействий вызвана необходимостью исключить излишний расход алмазов при чрезмерном удалении связки и, соответственно, увеличении выступания зерен из связки выше необходимого минимума. Время, необходимое на обновление РПК $\tau_{ээв}$, мин, находится из следующей зависимости [9]

$$\tau_{ээв} = \frac{V_c}{I_{cp}\cdot C\cdot U_{sm}},$$

где V_c – объем удаляемой посредством электроэрозионных воздействий связки, необходимый и достаточный для перевода закрепленного в связке зерна из устойчивого состояния в неустойчивое, мм^3;

I – максимальная сила тока электроэрозионных воздействий, А;

C – коэффициент, определяемый экспериментально и характеризующий влияние условий ЭЭВ на объем удаляемой связки;

U_{sm} – расчетное значение напряжения на межэлектродном промежутке в процессе электроэрозионных воздействий, В.

Для устойчивого положения зерна, оно должно выступать из связки на 1/3 диаметра шаровой модели зерна, а его неустойчивое состояние в связке характеризуется заглублением в неё на 1/3 диаметра, то объем алмазоносного слоя V_c, подлежащий удалению для обновления РПК, будет равен:

$$V_c = 10^{-3}\frac{1}{3}d_{cp}\cdot\pi\cdot B_к\cdot D_к\cdot(1-P_V\cdot K\cdot 10^{-2}),\ \text{мм}^3,$$

где d_{cp} – диаметр шаровой модели зерна, мкм;

$B_к$ – ширина круга, мм;

$D_к$ – диаметр круга, мм;

P_v – объемная доля алмаза в алмазоносном слое;

K – относительная концентрация алмазов, %.

Расчет технологической себестоимости при шлифовании с периодическими электроэрозионными воздействиями изложен в работе [5], а для расчетов удельной себестоимости шлифования при различном времени между ЭЭВ на РПК составлена программа для ПЭВМ.

Для определения оптимального интервала времени между электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга по разработанным программам рассчитаем себестоимость шлифования и количество сошлифованного материала при длительности периода T между электроэрозионными воздействиями на РПК от 5 до 45 мин с шагом в 5 минут, для следующих условий обработки: при плоском врезном шлифовании по упругой схеме обрабатывается твердый сплав ВК6, инструмент – круг 1А1 250×76×16×5 АС6 100/80-4-М2-01.

Режимы обработки: скорость круга $V_к$ = 35 м/с; продольная скорость стола $V_д$ = 6 м/мин; сила поджима образца к РПК $P_п = P_{ук\,max}$ = 67 Н, при которой исключается окисление алмаза; коэффициент шлифования при обработке твердых сплавов марок ВК6, ВК8, ВК15 кругом характеристик АС6-100/80-4 М2-01 не зависит от времени обработки и составляет $K_ш$ = 0,31±0,03. Оборудование – плоскошлифовальный станок 3Д711АФ11; источник технологического тока – блок электропитания модели ИТТ-35, величина максимальной силы тока электроэрозионных воздействий I = 10 А; коэффициент, характеризующий влияние условий электроэрозионных воздействий на

объем удаляемой связки $C = 0{,}18$; расчетное значение напряжения на межэлектродном промежутке в процессе электроэрозионных воздействий $U_{sm} = 21$ В; рабочая среда – 0,3%-ный водный раствор кальцинированной соды.

Расчеты составляющих технологической себестоимости осуществлялись в ценах по состоянию на 1 января 2004 г. Элементы себестоимости определялись с использованием справочных данных [10, 11].

Результаты расчетов удельной себестоимости по формуле (1) для различных значений времени между электроэрозионными воздействиями T приведены на графике 1 (рис. 1).

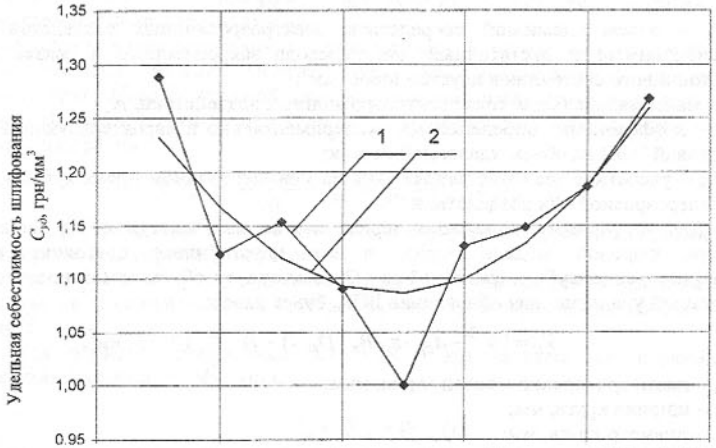


Рис. 1. Зависимость удельной себестоимости алмазного шлифования твердого сплава ВК8 с периодическими ЭЭВ от интервала времени между электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга: 1 – экспериментальные данные; 2 – результаты расчета по регрессионной зависимости (13)

Зависимость удельной себестоимости от интервала времени между электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга $C_{уд}(T)$ аппроксимируем параболой

$$C_{уд}(T) = a \cdot T^2 + b \cdot T + c, \qquad (11)$$

где a, b – коэффициенты полиномиальной функции 2-го порядка,

c – свободный член регрессионной зависимости.

Постоянные величины a, b и c в зависимости (11) были определены методом наименьших квадратов, в результате чего она приняла вид (см. график 2 на рис. 1):

$$C_{уд} = 4 \cdot 10^{-4} \cdot T^2 - 193 \cdot 10^{-4} T + 1{,}32. \qquad (13)$$

Определим минимальное значение удельной себестоимости, продифференцировав уравнение (13) и приравняв его нулю. В результате получим оптимальный интервал времени между электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга $T_{опт} = 24$ мин, при котором удельная себестоимость шлифования твердого сплава ВК8 с периодическими ЭЭВ будет минимальной.

Выводы.

1. Разработана методика, которая позволяет определить оптимальный интервал времени между электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга при обработке твердых сплавов с периодическими электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга по критерию минимальной удельной себестоимости процесса обработки.

2. Оптимальный интервал времени между электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга 1А1 250×76×16×5 АС6 100/80-4-М2-01 при шлифовании с периодическими электроэрозионными воздействиями твердого сплава марки ВК8 на режимах, исключающих окисление алмаза, составляет 25 мин.

Список литературы: **1.** Семко М.Ф., Узунян М.Д., Сизый Ю.А., Пивоваров М.С. Работоспособность алмазных кругов. – К.: Техника, 1983. – 95 с. **2.** Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник/ Под ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с. **3.** Полтавец В.В. Обоснование режимов шлифования труднообрабатываемых материалов при электроэрозионном воздействии на рабочую поверхность круга: дис. канд. техн. наук: 05.03.01/ ДонНТУ – Донецк, 2001. – 319 с. **4.** Матюха П.Г., Стрелков В.Б., Полтавец В.В. Определение режимов плоского врезного шлифования твердых сплавов с использованием нового понятия о текущей лимитированной режущей способности круга // Сверхтвердые материалы/ - 2004, № 3, С. 67-73. **5.** Стрелков В.Б. Определение себестоимости алмазного шлифования твердых сплавов при периодических электроэрозионных воздействиях на РПК. Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 92./Редкол. Башков Є.О. (голова) та інш. – Донецьк: ДонНТУ, 2005. – С. 134 – 143. **6.** Резников А.Н. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 288 с. **7.** Матюха П.Г., Стрелков В.Б. Расчет объема сошлифованного материала в процессе алмазного шлифования твердого сплава ВК8 с периодическими электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга. Сверхтвердые материалы. Научно теоретич. Журнал. – Киев: 2005, №1. С. 51-57. **8.** Экономическое обоснование выбора алмазного круга/ М.Ф.Семко, М.Д.Узунян, Э.П.Юфа. – Харьков: Прапор, 1971. – 100 с. **9.** Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: Автореф. дис…докт. техн. наук: 05.03.01/ ХГПУ. – Харьков, 1996. – 48 с. **10.** Типовая схема технического обслуживания и ремонта металло- и деревообрабатывающего оборудования/ Минстанкопром СССР, ЭНИМС. – М.: Машиностроение, 1988. – 672 с. **11.** Общемашиностроительные нормативы времени вспомогательного, на обслуживание рабочего места и подготовительно-заключительного для технического нормирования станочных работ. Серийное производство. – М.: Машиностроение, 1974. – 421 с.

Сдано в редакцию 25.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ НАПЫЛЕНИЯ ВАКУУМНЫХ ИОННО-ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ВНУТРЕННИЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИЕ ПОВЕРХНОСТИ ИЗДЕЛИЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Михайлова Е.А. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

In work are considered particularities of the evaporation physical vapor deposition on internal surfaces product. The Broughted categorization physical vapor deposition the internal surfaces product machine building. The Presented matrix possible variant special covering the internal surfaces product. The Designed way and device for performing covering the internal surfaces product. Happen to the results of the experimental studies on evaporation covering on internal surfaces product.

С развитием научно-технического прогресса непрерывно повышаются требования к изделиям машиностроения. Это связано с тем, что эксплуатационные параметры современных машин и механизмов постоянно возрастают, увеличиваются их технические и технологические возможности, а также расширяется функциональная структура оборудования. При этом наблюдается тенденция уменьшения габаритных размеров элементов машин и их подсистем, непрерывно возрастает их структурная и функциональная компактность при одновременном стремлении создания машин с качественно новой совокупностью свойств и мерой полезности. Для достижения этого в настоящее время широко используются современные технологии изготовления машин, их механизмов и элементов. К подобным технологиям относятся процессы нанесения вакуумных ионно-плазменных покрытий на изделия машиностроения, которые способствуют существенному повышению технико-экономических параметров машин при эксплуатации [1, 2, 3, 4]. Вместе с тем, многообразие изделий машиностроения и их элементов требует более глубокого исследования вопросов нанесения покрытий в труднодоступные места. К таким изделиям можно отнести детали с внутренними цилиндрическими поверхностями и глубокими отверстиями. Вместе с тем процессы нанесения вакуумных ионно-плазменных покрытий на внутренние цилиндрические поверхности требуют специального изучения. На рис. 1 показана схема узла, имеющего внутреннюю цилиндрическую поверхность, который состоит из двух элементов, а именно вала 1 вращающегося относительно направляющей втулки 2. Для повышения свойств этого узла на внутреннюю поверхность направляющей втулки нанесено покрытие 3. Это дает возможность повысить эксплуатационные параметры данного узла. Здесь на рис. 1,а показан общий вид узла, на рис. 1,б – сечение элемента узла.

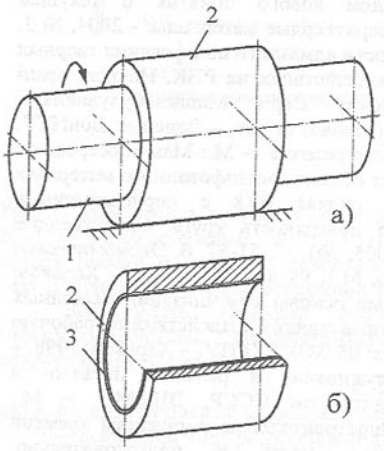


Рис. 1. Схема узла, имеющего внутреннюю цилиндрическую поверхность:
а – общий вид, б – сечение элемента узла

Общие вопросы нанесения вакуумных ионно-плазменных покрытий на внутренние цилиндрические поверхности изделий рассмотрены в работе [5]. Вместе с тем, для

выполнения процессов нанесения покрытий необходимо комплексное изучение вопросов нанесения покрытий на внутренние цилиндрические поверхности изделий. Особенно это важно с позиций изучения функциональных свойств изделий при эксплуатации, обеспечения максимального потенциала их возможностей при работе в машине и полной адаптации изделий при изготовлении к условиям эксплуатации.

Целью данной работы является расширение функциональных возможностей изделий машиностроения за счет повышения эксплуатационного потенциала и обеспечения максимальной адаптации при их изготовлении к условиям работы. Эти возможности следует рассмотреть используя метод нанесения специальных вакуумных ионно-плазменных покрытий на внутренние цилиндрические поверхности. В соответствии с поставленной целью определены следующие задачи: разработать общую классификацию вакуумных ионно-плазменных покрытий внутренних цилиндрических поверхностей изделий машиностроения, выполнить анализ основных особенностей напыления покрытий, представить экспериментальные данные по напылению вакуумных ионно-плазменных покрытий на внутренние цилиндрические поверхности изделий.

В соответствии с поставленными задачами в работе выполнена общая классификация вакуумных ионно-плазменных покрытий внутренних цилиндрических поверхностей изделий, представленная на рис. 2.

Рис. 2. Общая классификация вакуумных ионно-плазменных покрытий внутренних цилиндрических поверхностей изделий

Эта классификация выполнена в виде трех особых групп покрытий внутренних цилиндрических поверхностей изделий, а именно: традиционные покрытия, функционально-ориентированные покрытия и комбинированные покрытия. При этом каждая из этих групп может выполняться посредством однослойных или многослойных покрытий.

В результате исследований разработана классификация традиционных вакуумных ионно-плазменных покрытий внутренних цилиндрических поверхностей изделий, которая представлена на рис. 3. Эта группа покрытий характеризуется многими параметрами, и выполняется в виде однослойных или многослойных покрытий. Анализ этой группы покрытий внутренних цилиндрических поверхностей изделий показывает, что это многовариантное множество различных по характеристикам покрытий. Эти покрытия широко могут использоваться для покрытий

внутренних цилиндрических поверхностей изделий в зависимости от функциональных особенностей эксплуатации узла в машине.

Функционально-ориентированные покрытия изделия машиностроения – это специальные покрытия его поверхностей и/или отдельных их зон – одним, а при необходимости, множеством различных покрытий варьируемых по виду, типу, варианту, качеству и технологии нанесения, которые функционально соответствуют условиям эксплуатации этих поверхностей в каждой отдельной зоне изделия [6, 7, 8].

Рис. 3. Классификация традиционных вакуумных ионно-плазменных покрытий внутренних цилиндрических поверхностей изделий

При этом вид покрытия, тип, вариант, качество и технологии нанесения целенаправленно определяются, а также топологически, функционально и количественно ориентируется при нанесении на каждые отдельные зоны изделия в зависимости от заданных функциональных особенностей их эксплуатации [8]. Применение функционально-ориентированных покрытий для внутренних цилиндрических поверхностей изделий машиностроения позволяет максимально повысить их общие эксплуатационные параметры за счет местного увеличения технических возможностей и свойств отдельных элементов и/или внутренних поверхностей изделия в зависимости от его зональных функциональных особенностей эксплуатации элементов. При этом изделия машиностроения максимально адаптируются по своим свойствам к особенностям их эксплуатации. Здесь на отдельные зоны внутренних поверхностей наносятся различные по своим свойствам покрытия. К ним относятся покрытия различных видов, типов, вариантов, которые реализуются по различным технологиям. Функционально-ориентированные покрытия

внутренних цилиндрических поверхностей обеспечивают качественно новую совокупность свойств и меру полезности изделий машиностроения. Это дает возможность существенно повысить технико-экономические показатели создаваемых машин и систем.

На рис. 4 представлена классификация функционально-ориентированных вакуумных ионно-плазменных покрытий внутренних цилиндрических поверхностей изделий. Данная группа покрытий внутренних цилиндрических поверхностей изделий имеет основные признаки, которые характеризуются следующими параметрами: качественно новой совокупностью свойств, качественно новой мерой полезности, обеспечением максимального эксплуатационного потенциала, и других признаков вплоть до полной адаптации изделий к условиям эксплуатации. Основные типы функционально-ориентированных покрытий определяются варьируемыми параметрами покрытий внутренних цилиндрических поверхностей изделий. При этом в зависимости от варьируемых параметров может быть множество различных типов этих покрытий, а именно: традиционные, пятнистые, зональные, модульные, градиентные, плавно-зависимые и другие типы.

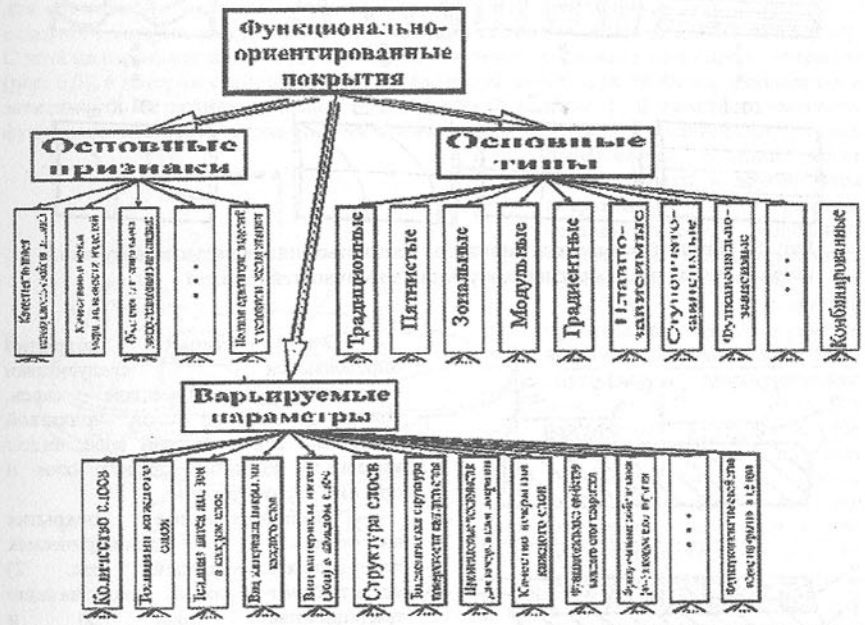


Рис. 4. Классификация функционально-ориентированных вакуумных ионно-плазменных покрытий внутренних цилиндрических поверхностей изделий

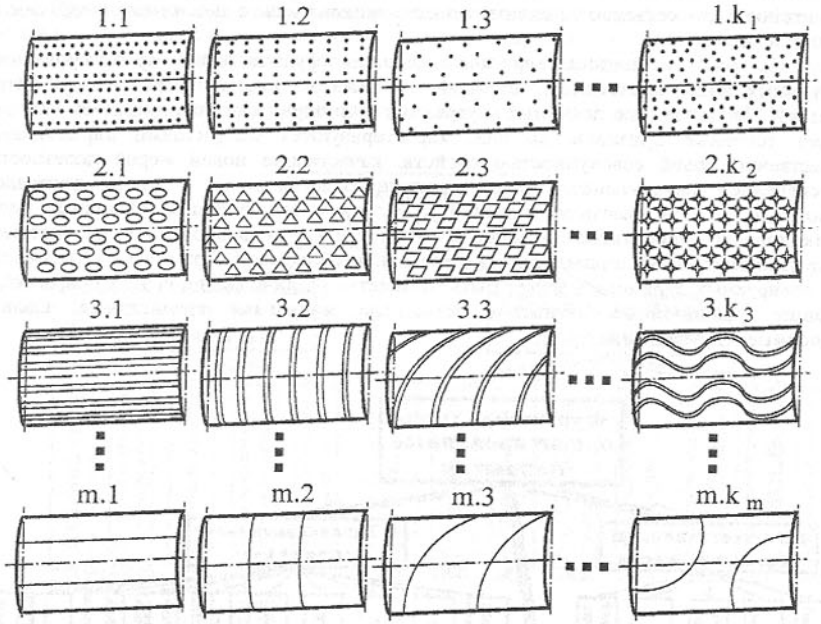


Рис. 5. Матрица возможных вариантов пятнистых или зональных вакуумных ионно-плазменных покрытий внутренних поверхностей изделий

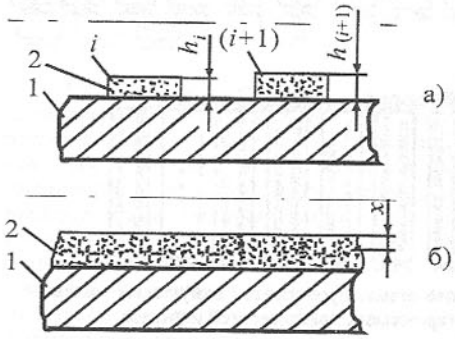


Рис. 6. Схема изделия с покрытием: а – пятнистое покрытие, б– функционально- зависимое по толщине

Эти типы покрытий определяются следующими параметрами: количеством слоев, толщиной каждого слоя, толщиной пятен или зон в каждом слое, видом материала покрытия каждого слоя и другими параметрами.

Комбинированные покрытия внутренних цилиндрических поверхностей изделий (рис. 2) представляют собой комбинацию традиционных (рис. 3) и функционально-ориентированных покрытий (рис. 4). Это могут быть как однослойные, так и многослойные покрытия внутренних цилиндрических поверхностей различных изделий.

Можно отметить, что одним из интересных для практики типов

функционально-ориентированных покрытий внутренних цилиндрических поверхностей является пятнистые покрытия [9]. Этот тип покрытий имеет множество различных геометрических вариантов по особенностям пятен и зон (рис. 5). Это множество представлено на рис. 5 с помощью матрицы возможных вариантов пятнистых или зональных вакуумных ионно-плазменных покрытий внутренних поверхностей изделий. Они могут характеризоваться геометрией пятен или зон покрытия, их пространственным расположением относительно друг друга, плотностью пятен или зон на единице площади поверхности, материалом пятен или зон покрытий, толщиной слоя пятен или зон покрытия и другими параметрами.

На рис. 6 представлена схема изделий со специальными функционально-ориентированными покрытиями внутренних цилиндрических поверхностей. Здесь показано: 1 – материал изделия (подложка), 2 покрытие. При пятнистом или зональном покрытии внутренней цилиндрической поверхности (рис. 6,а) толщина h_i каждой зоны покрытия i может быть вариантна и быть равной или отличаться от толщины $h_{(i+1)}$ соседней зоны покрытия $(i+1)$. Подобные покрытия могут использоваться для различных целей, в частности, покрытия определенных пятен или зон могут служить для обеспечения процесса приработки других пятен или зон покрытия (поверхности основного материала изделия), который должен выполняться по определенному закону. С этой целью может использоваться и функционально-зависимое по толщине покрытие (рис. 6,б), в котором свойства покрытия (физико-механические свойства) изменяются в зависимости от величины износа x покрытия 2 изделия 1. В практике нанесения функционально-ориентированных вакуумных ионно-плазменных покрытий внутренних поверхностей изделий могут использоваться и другие типы покрытий, а именно: традиционные, модульные, градиентные, комбинированные и другие типы покрытий.

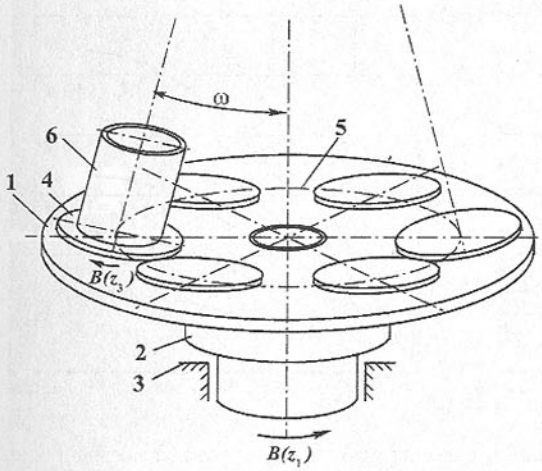


Рис. 7. Схема устройства для напыления вакуумных ионно-плазменных покрытий на внутренние цилиндрические поверхности изделий

Для выполнения процесса нанесения вакуумных ионно-плазменных покрытий на внутренние цилиндрические поверхности изделий разработано специальное устройство. На рис. 7 показана принципиальная схема устройства для нанесения покрытий на внутренние цилиндрические поверхности изделий, которая реализует принципиальную кинематическую схему 1-го класса движений [5]. Здесь позиции обозначают следующее: 1 - планшайба устройства, 2 - центральный вал планшайбы, 3 - основание (вакуумная камера); 4 рабочий

стол, 5 - основная окружность планшайбы, 6 - изделие. Здесь показано: ω - угол наклона изделия или рабочего стола, $B(z_1)$ - направление вращения планшайбы, $B(z_3)$ - направление вращения рабочего стола. На данном устройстве условно показано только одно изделие, установленное на рабочем столе. При нанесении покрытия на всех рабочих столах устанавливаются изделия. Рациональное значение угла наклона изделия к направлению действия потока плазмы, определяется в следующих пределах [5]:

$$(2{,}0^\circ \ldots 2{,}5^\circ) > \omega > arctg\frac{d_o}{l} - \omega_o,$$

d_o - внутренний диаметр цилиндрической поверхности изделия;

l - длина цилиндрического изделия

ω_o - максимальный угол наклона оси цилиндрической поверхности к направлению действия потока плазмы, ($\omega_o = 0{,}5^\circ \ldots 1{,}0^\circ$).

При нанесении вакуумных ионно-плазменных покрытий, образованных на основе нитрид-титана, установлена зависимость скорости напыления покрытия на внутренние цилиндрические поверхности изделий (рис.8).

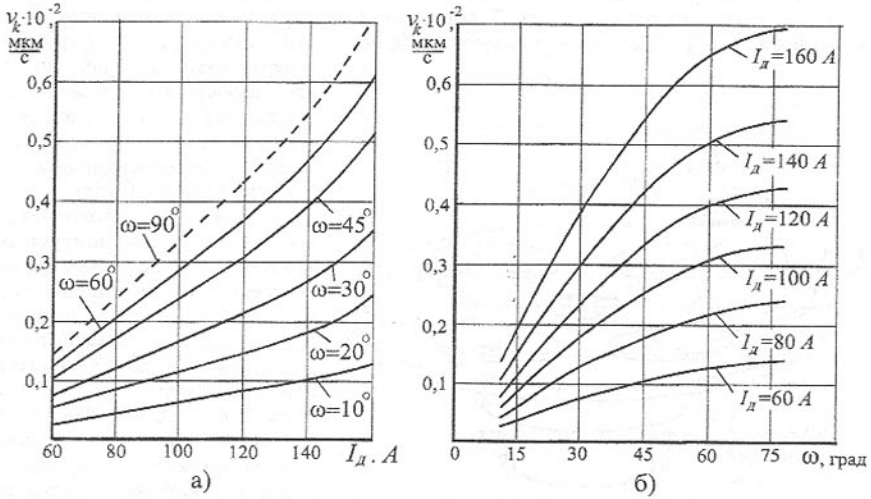
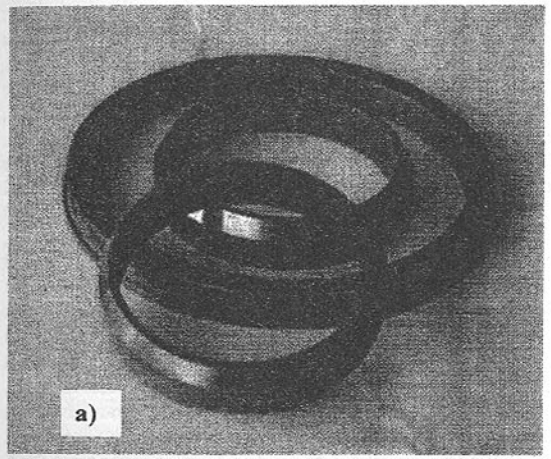


Рис. 8. Зависимость скорости напыления покрытия на внутренние цилиндрические поверхности изделий от некоторых параметров:
а – от тока дуги $I_Д$ для фиксированных значений углов наклона продольных осей изделий ω, б – от угла наклона продольной оси изделия ω для фиксированных значений тока дуги $I_Д$.

На рис. 8,а представлена зависимость скорости напыления покрытия от тока дуги $I_Д$ для фиксированных значений углов наклона продольных осей изделий ω, а на рис. 8,б – от угла наклона продольной оси изделия ω для фиксированных значений тока дуги $I_Д$. На основе этих зависимостей может определяться необходимая толщина покрытия в зависимости от величины тока дуги или угла наклона оси внутренней цилиндрической поверхности изделия. Эти зависимости особенно необходимы при определении длительности нанесения покрытий на внутреннюю цилиндрическую поверхность изделий в зависимости от необходимой толщины покрытия.

На рис. 9 представлены различные варианты изделий машиностроения с нанесенными специальными нитрид-титановыми покрытиями на внутренних цилиндрических поверхностях. Здесь, на рис. 9,а показаны направляющие кольца насосов, на рис. 9,б – втулки подшипников скольжения и на рис. 9,в – полумуфты прокатного стана.



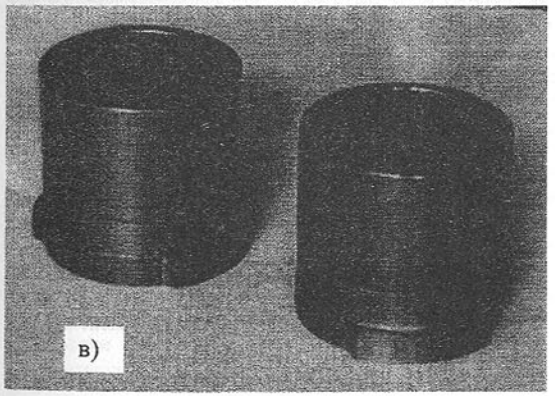


Рис. 9. Варианты изделий машиностроения с нанесенными специальными нитрид-титановыми покрытиями на внутренних цилиндрических поверхностях:
а – направляющие кольца насосов, б – втулки подшипников скольжения,
в – полумуфты прокатного стана

На основании приведенных рекомендаций в результате выполнения данной работы проведено нанесение качественных равномерных покрытий на внутренние цилиндрические поверхности изделий.

Таким образом, в данной работе на основании системного подхода разработана общая классификация вакуумных ионно-плазменных покрытий внутренних цилиндрических поверхностей изделий машиностроения. Она дает возможность вести направленный поиск и выбор рациональных вариантов покрытий для каждого конкретного практического случая эксплуатации изделия. А также в работе выполнен анализ основных особенностей напыления покрытий на внутренние цилиндрические поверхности изделий. При этом представлены результаты экспериментальных исследований по напылению вакуумных ионно-плазменных покрытий на внутренние цилиндрические поверхности изделий. В целом выполненная работа дает возможность решать вопросы, связанные с повышением качества изготовления изделий в машиностроении.

Список литературы: **1.** Машиностроение. Энциклопедия. / Ред. совет: К.В.Фролов (пред.) и др. – М.: Машиностроение. Технологии, оборудование и системы управления в электронном машиностроении. Т. III – 8 / Ю.В. Панфилов, Л.К. Ковалев, В.А. Блохин и др.; Под общ. ред. Ю.В. Панфилова. 2000. - 744 с. **2.** Нанесение износостойких покрытий на быстрорежущий инструмент / Ю.Н. Внуков, А.А. Марков, Л.В. Лаврова, Н.Ю. Бердышев. – К.: Тэхника, 1992. – 143 с. **3.** Михайлов А.Н., Михайлов В.А., Михайлова Е.А. Основы формообразования и повышения производительности при напылении вакуумных ионно-плазменных покрытий изделий машиностроения // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2005. Вип. 29. С. 132-147. **4.** Михайлов В.А., Михайлова Е.А. Специальные ионно-плазменные вакуумные покрытия изделий машиностроения // Инженер. Студенческий научно-технический журнал. – Донецк: ДонНТУ, 2004. №5. С. 12 – 16. **5.** Михайлова Е.А., Михайлов В.А. К вопросу нанесения вакуумных ионно-плазменных покрытий на внутренние поверхности изделий машиностроения // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2005. Вип. 30. С. 157-164. **6.** Михайлов А.Н., Михайлов В.А., Михайлова Е.А. Методика и основные принципы синтеза функционально-ориентированных вакуумных ионно-плазменных покрытий изделий машиностроения. // Упрочняющие технологии и покрытия. – М.: Машиностроение. №7. 2005. С. 3 – 9. **7.** Mikhaylov A., Mikhaylov V., Mikhaylova E. Bases of synthesis of special functionally - oriented vacuum covers of workpieces of mechanical engineering. // Jhe 31 Internationaly Attendeol Scientitic Conference of the Military Technical Academy "Modern Technologits in the 21th Century". – Bucharest: MTA, 2005. P.127-131. **8.** Михайлов А.Н., Михайлов В.А., Михайлова Е.А. Основы синтеза нового класса вакуумных ионно-плазменных покрытий изделий машиностроения // Conferinta Stiintifica Internationala Iasi-Chisinau: Tehnologii Moderne. Calitate. Restructurari. TMCR 2005. Chisinau, 2005. Vol. 2. P. 327-331. **9.** Патент України № 54100 А МПК 7 С23С 14/04. Спосіб нанесення нітридного декоративного рельєфного покриття на поверхню виробу / Михайлов В.О. Заявка № 2002053915 от 14.05.2002, БИ 3003. – 6 с.

Сдано в редакцию 25.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Малышко И.А.

К ВОПРОСУ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКЕ СЛОЖНЫХ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Пелих А.В., Михайлов А.Н. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

Increasing productivity and production automation has been one of the main feature of manufacture development. There is general methodology of rotor technological systems synthesis in the paper. These systems are widely used for production of nails, rivets, bolts. But those that machine complex spatial surfaces have not yet been studied and no method of their designing is given.

В процессе непрерывного развития промышленности возростает потребность в высокоточных изделиях во всех отраслях. Особое внимание необходимо уделить производству изделий, эксплуатация которых связана с возможностью возникновения риска для человеческой жизни [3]. К таким товарам относятся изделия авиатехники, горно-шахтное оборудование, энерго-оборудование, изделия приборостроения, изделия машиностроения и др.

Финишная обработка широко используется для обработки деталей со сложными пространственными поверхностями и позволяет обеспечить высокие пораметры пространственной точности. Для высокоточной обработки деталей используются шлифовальные, ленто-шлифовальные станки, однако данное оборудование не позволяет обрабатывать с высокой точностью и достаточной производительностью детали из титановых сплавов, из-за возможности возникновения дефектного поверхностного слоя, глубинных пригаров на поверхности, и возникновению неисправимого брака [3, 4, 5]. Одним из методов обработки титановых сплавов, позволяющих исключить появление поверхностных дефектов (пригаров), является магнитно-абразивная обработка [5].

Финишная обработка поверхностей лопаток авиационного двигателя имеет большую трудоемкость в технологическом процессе, и производиться в ручную, при этом качество обработки зависит от квалификации и навыков рабочего.

Технологический процесс финишной обработки сложных пространственных поверхностей направлен на обеспечение окончательных характеристик поверхностного слоя и параметров пространственной точности (граничных условий производственного процесса). Финишная обработка обеспечивает не только качество поверхностного слоя, но и также его структуру и микрорельеф, от которых зависит долговечность эксплуатации изделия и КПД энерго-аппаратуры. Сложность данной проблемы заключается в необходимости обеспечить параметры технологического процесса в каждой точке технологической зоны воздействия с допустимой погрешностью, при переменных режимах обработки.

В данный момент нет однозначной методики и принципов моделирования непрерывных технологических систем, имеющих возможность производить направленную обработку сложных пространственных поверхностей: лопатки энергетической аппаратуры, штампы, лопасти гребных винтов и др.

Целью данной работы является повышение качества финишной обработки сложных пространственных поверхностей изделий путем применения рациональных схем магнито-абразивной обработки на основании исследования обобщенной функционально-логической модели технологического процесса и общего подхода в разработке схем технологического воздействия, для обеспечения дальнейшей возможности автоматизации производственного процесса на базе роторных автоматов.

Задачи работы:

1. Провести классификацию сложных пространственных поверхностей.
2. Разработать теоретические основы применения магнитно-абразивной обработки сложных пространственных поверхностей.
3. Выполнить исследование кинематики процесса формообразования.
4. Выявить основные схемы технологического воздействия для магнито-абразивной обработки сложных пространственных поверхностей.

Классифицирование сложных пространственных поверхностей проводится в соответствии с функциональным назначением и требованиями производственной реализации. Установим параметрические связи между рабочими движениями кинематики резания и характеристическими линиями геометрических изображений поверхностей обрабатываемой детали исходя из понятий кинематики резания.

Для выявления характеристических линий пространственно расположенной поверхности представим непрерывную поверхность F, как совокупность элементарных касательных плоскостей ΔF в евклидовой системе координат OXYZ:

$$F(x,y,z,\alpha,\beta)=\bigcup_{1}^{k\to\infty}\Delta F_k(x_k,y_k,z_k,\alpha_k,\beta_k), \qquad (1)$$

где x_k, y_k, z_k – координаты точки касания k-ой элементарной касательной плоскости; α_k, β_k – углы, образованные при пересечении k-ой элементарной касательной плоскости с осями OX и OY.

Для обработки сложной пространственной поверхности необходимо составить последовательную схему положения контактной плоскости в пространстве. Приращение каждой переменной в формуле (1) дает элементарное движение, а совокупность элементарных движений дает сложный закон движения V(x, y, z, α, β) касательной плоскости ΔF, который можно представить следующим образом:

$$V(x,y,z,\alpha,\beta)\to\left\{\frac{\partial x}{\partial t}\vee\frac{\partial y}{\partial t}\vee\frac{\partial z}{\partial t}\vee\frac{\partial \alpha}{\partial t}\vee\frac{\partial \beta}{\partial t}\right\}, \qquad (2)$$

где $\frac{\partial x}{\partial t}, \frac{\partial y}{\partial t}, \frac{\partial z}{\partial t}$ - прямолинейное движение вдоль оси OX, OY,OZ соответственно;

$\frac{\partial \alpha}{\partial t}$ - вращательное движение относительно оси OY, α – угол наклона касательной плоскости к оси OX;

$\frac{\partial \beta}{\partial t}$ - вращательное движение относительно оси OX, β – угол наклона касательной плоскости к оси OY.

Составляющие функции выражения (2) могут принимать значения либо 0, при отсутствии данного типа движения, либо быть больше 0. В результате переборов получается 32 различных варианта отношений элементарных движений, которые можно разделить на 3 группы (рис. 1). А так же можно выделить принципиальные составляющие сложного движения и составить обобщенную схему вариантов сочетаний кинематических движений для обеспечения технологического воздействия на элементарную касательную площадку по сложной поверхности на базе функции, представленной выражением (2) (рис. 1).

Универсальная кинематическая структура

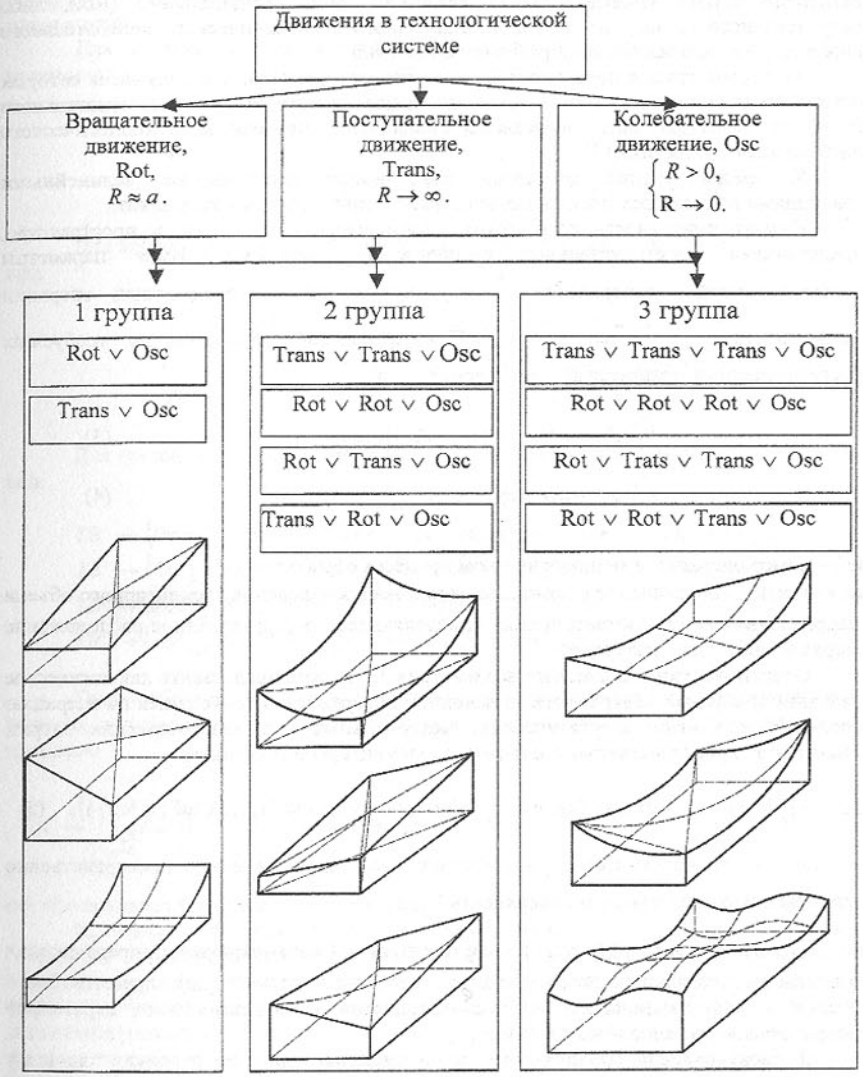


Рис. 1. Классификация поверхностей, от движений в технологической системе Trans - поступательное движение, Rot – вращательное движение, Osc - движение осциляции, R – радиус вращения, a – наименьший габаритный размер поверхности обработки.

К первой группе поверхностей относятся поверхности, для получения которых достаточно одного кинематического движения, либо вращательного (Rot), либо поступательного (Trans), не считая специального технологического колебательного движения (Osc) для магнитно-абразивной обработки.

Ко второй группе поверхностей относятся поверхности, для получения которых достаточно двух кинематических движения вращательного (Rot) или поступательного (Trans) и перебора всех возможных вариантов, не считая технологического колебательного движения [5].

К третей группе относятся поверхности, описываемые нелинейными уравнениями во всех трех плоскостях пространственной системы координат.

Каждая поверхность есть сумма элементарных площадок в пространстве, определяющая пространственное расположение материала. Имея параметры пространственной поверхности $\bigcup_{1}^{\infty}\Delta F_{i-1}$, полученной на предыдущей операции технологического процесса и требующей финишной обработки до требуемых пространственный показателей поверхности $\bigcup_{1}^{\infty}\Delta F_{i}$:

$$\bigcup_{1}^{\infty}\Delta F_{i-1} \rightarrow \{dx_{i-1} \times dy_{i-1} \times dz_{i-1}\}, \qquad (3)$$

$$\bigcup_{1}^{\infty}\Delta F_{i} \rightarrow \{dx_{i} \times dy_{i} \times dz_{i}\}; \qquad (4)$$

где i – номер операции в технологическом процессе обработки;
$\{dx_i \times dy_i \times dz_i\}$ - обозначение с помощью декартова произведения элементарного объема в направлениях *(x,y,z)* соответственно, определяющее пространственное расположение поверхностных слоев материала.

Операцию технологического воздействия TB^i можно представить как логическое вычитание требуемой поверхности из исходной поверхности (приходящей на операцию заготовки), с учетом энергетических, материальных и энергетических затрат, зависящих от пространственного положения элементарной площадки:

$$TB^i \rightarrow \{(dx_{i-1} \times dy_{i-1} \times dz_{i-1}) - (dx_i \times dy_i \times dz_i), (mat_i(x,y,z), enr_i(x,y,z), \inf_i(x,y,z))\}, \qquad (5)$$

где TB^i - технологическое воздействия на элементарную, пространственно расположенную непрерывную поверхность $\bigcup_{1}^{\infty}\Delta F_{i-1}$;

$(mat_i(x,y,z), enr_i(x,y,z), \inf_i(x,y,z))$ - кортеж функций параметрически определяющих затрачиваемые технологические воздействия материального $mat_i(x,y,z)$, энергетического $enr_i(x,y,z)$ и информационного $inf_i(x,y,z)$ характеров, в зависимости от параметров пространственного расположения *(x,y,z)* [1].

В свою очередь, технологическое воздействие на элементарную площадку можно представить в зависимости от кинематических движений в технологической системе для каждой группы поверхностей в общем виде:

$$TB^i \rightarrow \left\{\left[\left(\bigcup_{q=0}^{q=3} Rot\right) \bigcup \left(\bigcup_{p=0}^{p=3} Trans\right) \bigcup Osc\right], (mat_i(x,y,z), enr_i(x,y,z), \inf_i(x,y,z))\right\}, \qquad (6)$$

где q и p - количество необходимых элементарных движений, для профилирования поверхности.

Для первой группы поверхностей, приведенной на рис. 1, формула (6) принимает вид:

$$TB^i \rightarrow \{Rot \bigcup Osc, (mat_i(x,y,z), enr_i(x,y,z), \inf_i(x,y,z))\},$$

$$TB^i \rightarrow \{Trans \bigcup Osc, (mat_i(x,y,z), enr_i(x,y,z), \inf_i(x,y,z))\}.$$

Для второй группы поверхностей, приведенной на рис. 1, формула (6) принимает вид:

$$TB^i \rightarrow \{Rot \bigcup Trans \bigcup Osc, (mat_i(x,y,z), enr_i(x,y,z), \inf_i(x,y,z))\},$$
$$TB^i \rightarrow \{Trans \bigcup Trans \bigcup Osc, (mat_i(x,y,z), enr_i(x,y,z), \inf_i(x,y,z))\},$$
$$TB^i \rightarrow \{Rot \bigcup Rot \bigcup Osc, (mat_i(x,y,z), enr_i(x,y,z), \inf_i(x,y,z))\}.$$

Для третей группы поверхностей, приведенной на рис. 1, формула (6) принимает вид:

$$TB^i \rightarrow \{Trans \bigcup Trans \bigcup Trans \bigcup Osc, (mat_i(x,y,z), enr_i(x,y,z), \inf_i(x,y,z))\},$$
$$TB^i \rightarrow \{Rot \bigcup Trans \bigcup Trans \bigcup Osc, (mat_i(x,y,z), enr_i(x,y,z), \inf_i(x,y,z))\},$$
$$TB^i \rightarrow \{Rot \bigcup Rot \bigcup Trans \bigcup Osc, (mat_i(x,y,z), enr_i(x,y,z), \inf_i(x,y,z))\},$$
$$TB^i \rightarrow \{Rot \bigcup Rot \bigcup Rot \bigcup Osc, (mat_i(x,y,z), enr_i(x,y,z), \inf_i(x,y,z))\}.$$

Таким образом, без учета материальных, энергетических и информационных потоков, получаем обобщенную функционально-логическую модель технологического процесса:

$$TB^i \rightarrow \left[\left(\bigcup_{q=0}^{q=3} Rot\right) \bigcup \left(\bigcup_{p=0}^{p=3} Trans\right) \bigcup Osc\right] \Theta \left[(dx_{i-1} \times dy_{i-1} \times dz_{i-1}) - (dx_i \times dy_i \times dz_i)\right], \qquad (7)$$

где Θ – операция бинарного соответствия.

Используя обобщенную модель технологического процесса выполняется разработка пространственно-функционального технологического воздействия по обработке пространственной поверхности. Рассмотрение взаимосвязи основных функциональных элементов технологической системы позволяет провести автоматизированный синтез схем технологического воздействия, на основе которых ведется разработка алгоритмов проведения технологической операции, основных технологических элементов, блоков технологического воздействия и роторной системы в целом.

Для каждой группы поверхностей можно составить схемы технологического воздействия перебором вариантов пространственного расположения технологических элементов, которые послужат основанием для выбора предпочтительной схемы технологического воздействия, при конструировании блока технологического

воздействия и роторной машины в целом (рис. 2). В каждом варианте схемы показано взаимоотношения основных элементов технологической системы, данные схемы не единственные и являться открытыми к дальнейшей разработке и исследованию.

Рассматривая схемы технологического воздействия (рис. 2) можно выделить предпочтительный вариант, в зависимости от начальных условий: магнитные свойства материала детали и абразивного порошка, величина зерна, требуемая поверхностная и пространственная прочность детали, и предложить расширенную схему технологического воздействия с внедрением в нее дополнительных элементов и более детального рассмотрения их взаимодействия (рис. 3, 4).

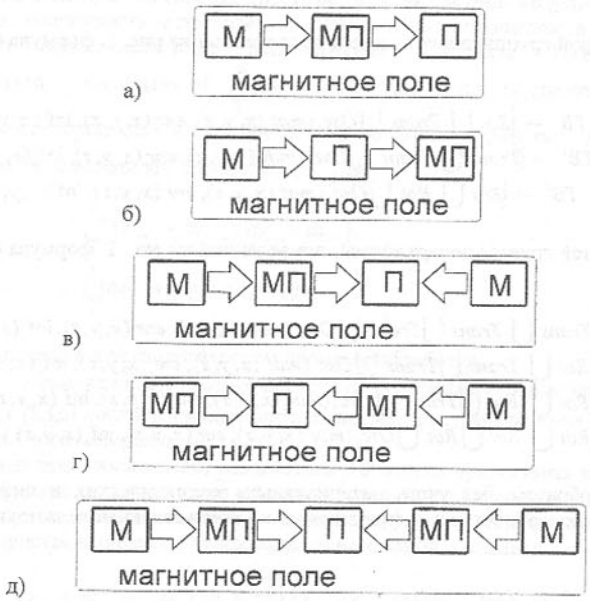


Рис. 2. Упрощенные схемы взаимодействий элементов технологической системы: источник магнитного поля (электромагнит М) <=> рабочая среда (магнитный порошок МП) <=> деталь (поверхность П).

На рис. 3 представлена обобщенная схема технологического воздействия для магнито-абразивной обработки со внешним расположением обрабатываемой поверхности относительно источника магнитного поля и рабочей магнитно-абразивной среды. В данной схеме магнитный поток замыкается в системе «источник <-> промежуточное звено <->рабочая среда <-> изделие <-> источник». Промежуточное звено создает профиль поверхности и определяет пространственное расположение рабочей среды относительно обрабатываемой поверхности в процессе обработки. Магнитно-абразивный порошок под действием магнитного поля притягивается к промежуточному звену, которое в свою очередь обеспечивает равномерное распределение рабочей среды по обрабатываемой поверхности и производит обработку.

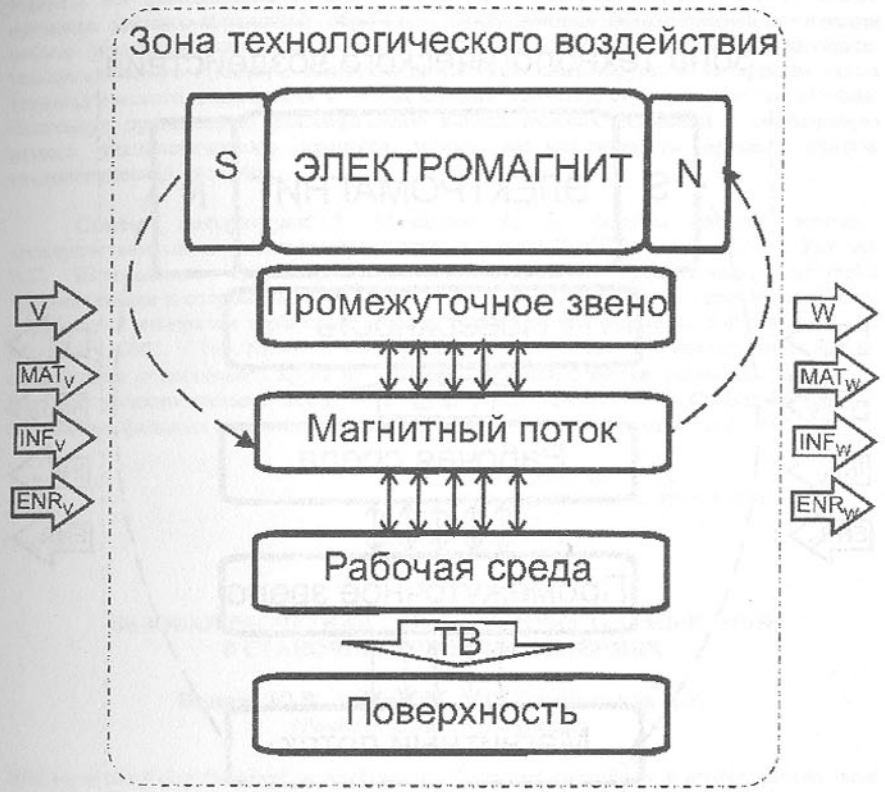


Рис. 3. Схема технологического воздействия для магнито-абразивной обработки со внешним расположением обрабатываемой поверхности.

Необходимые технологические усилия, для отделения абразивным зерном частицы материала, обеспечиваются перемещениями промежуточного звена. Магнитный проток зависит не только от параметров источника магнитного поля, но и от магнитной проницаемости промежуточного звена. Входящие $\vec{V}$ и выходящие $\vec{W}$ потоки обеспечивают регенерацию рабочей среды.

Схема с внутренним расположением обрабатываемой поверхности, представленная на рис. 4, отличается внутренним расположением обрабатываемой поверхности в технологической зоне, и требует дополнительного замыкающего звена, для замыкания магнитного поля. Рабочая среда притягивается магнитным потоком к обрабатываемой поверхности. Производительность этого метода зависит от напряженности магнитного поля, магнитной проницаемости обрабатываемой заготовки и магнитных свойств рабочей среды.

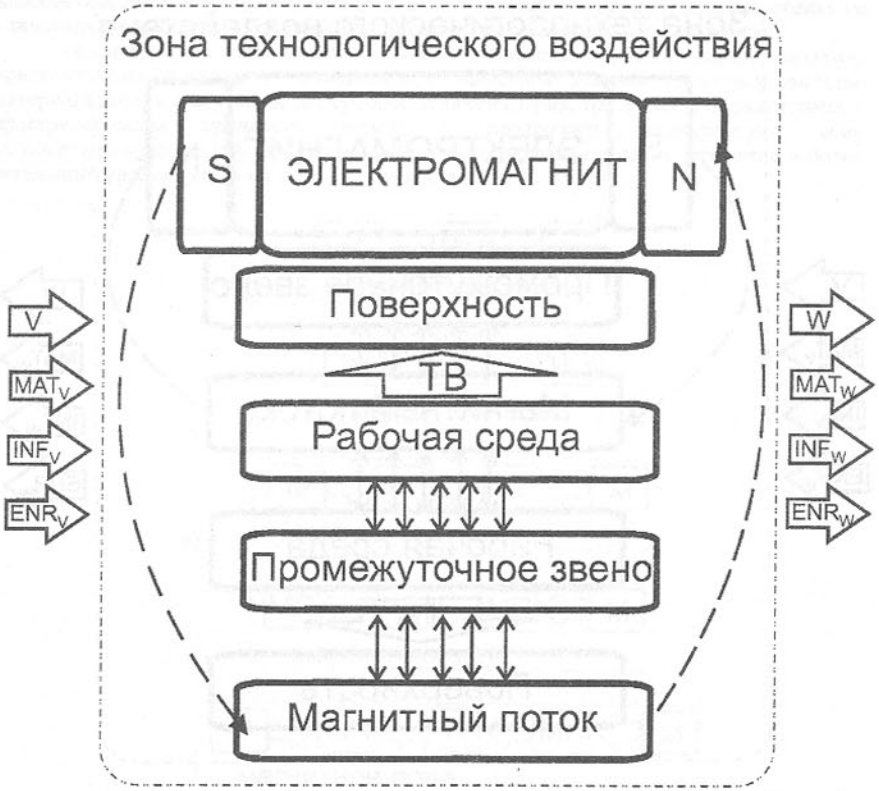


Рис. 4. Схема технологического воздействия для магнито-абразивной обработки: с внутренним расположением обрабатываемой поверхности.

В обоих случаях воздушные зазоры в технологической системе должны быть оптимально-минимальны для рационального использования источника, размещения необходимого количества магнитно-абразивного порошка, обеспечения удаления отходов из зоны резания, подачи восстановленного магнитного порошка.

После выбора схемы технологического воздействия и определения пространственных параметров обрабатываемой поверхности, необходимо составить кинематическую схему роторной машины, позволяющей реализовать необходимое и достаточное количество движения в блоке технологического воздействия [1].

В заключение можно отметить, что в данной работе предоставлены основы синтеза новых прогресивных схем технологического воздействия на основании обобщенной функционально-логической модели технологического процесса. Предложенная классификация пространственного расположения поверхностей позволяет определить структурно-функциональные связи в технологической системе и

выявить все необходимые кинематические связи, для реализации технологического процесса магнито-абразивной обработки. Предложенная функционально-логическая модель технологического процесса обобщает все возможные варианты протекания технологического процесса, базируясь на которую синтезируеться конкретная схема технологического воздействия с необходимыми характеристиками качества изделия. Используя приведенную классификацию кинематических движений и обобщенную модель технологического процесса можно автоматизировать процесс синтеза технологической системы.

Список литературы: **1.** Михайлов А. Н. Основы синтеза поточно-пространственных технологических систем. - Донецк: ДонНТУ, 2002. -379 с. **2.** Рахчеев В.Г. Шлифование сложнопрофильных поверхностей прецизионных деталей// Автоматизация и современные технологии. 2000. № 12. с. 4 - 13. **3.** Capes P. Проблемы обработки и измерения турбинных лопаток на британской фирме Rolls-Royce, с.10,11// Machinery. 2002. V 160. Nr. 4060. **4.** Дубровский П.В. Механизм температурно-силового воздействия лепесткового круга на заготовку при шлифовании титановых сплавов // Вестник машиностроения. 2000. № 8. с. 33–36. **5.** Юнусов Ф.С. Формообразование сложно профильных поверхностей шлифованием. - М.: Машиностроение, 1987. – 248 с.

Сдано в редакцию .01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

БАЗОВАЯ РАСЧЕТНАЯ СХЕМА СИЛОВОГО ЗАМЫКАНИЯ В СТАНОЧНЫХ ПРИСПОСОБЛЕНИЯХ

Пипкин Ю.В., Зелинский А.Н., Коцюбинская Н.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

Scheme of the fixing the blank in machine-tool fixture are considered in article. Scheme have minimum elements quantity. Description of the scheme of the fixing are broughted. Elements quantity of the scheme of the fixing are motivated. The different variants of the installing the blank in machine-tool fixture are considered. The developed of the scheme of the fixing is accepted for basis for construction of mathematical model of machine-tool fixture.

1 Введение

Современный уровень развития техники и технологии характеризуется созданием не просто конструкций, а технических систем. В соответствии с этим проектирование прогрессивных технологических систем механической обработки требует системного анализа и синтеза. Станочные приспособления являются подсистемой в системе механической обработки. Работой [1] отмечено, что отсутствие комплексных теоретических разработок по конструированию станочных приспособлений тормозит внедрение систем автоматизированного проектирования. Необходимость комплексных теоретических исследований для разработки комплектов переналаживаемой оснастки также отмечается в работе [2]. Для перехода к проектированию станочных приспособлений как класса технических систем в работе

[3] была предложена методика анализа силового замыкания, разработанная в развитие традиционного силового расчета и обладающая рядом преимуществ. В качестве основы методики анализа силового замыкания в работе [3] предложена имитационная модель базовой расчетной схемы силового замыкания. В данной работе выполнено описание и обоснование базовой расчетной схемы.

2 Постановка целей и задач исследования

В традиционной практике проектирования станочных приспособлений (СП) расчет необходимого усилия зажима обрабатываемой заготовки выполняется с использованием уравнений равновесия статики, составленных из схемы сил, действующих на заготовку. На составление расчетной схемы оказывает влияние конструкция СП, опыт конструктора по введению приспособлений в эксплуатацию, выявление неблагоприятных условий работы СП, конфигурация обрабатываемой заготовки, требование переналадки на обработку деталей в группе, разнообразие воздействий сил резания. Расчетные уравнения формируются в соответствии с конкретной конструкцией СП. Это приводит к многообразию расчетных схем в практике конструирования.

Целью исследования является разработка единой расчетной схемы, которая охватывала бы все многообразие реализаций силового замыкания заготовки в СП – базовой расчетной схемы. Достижение этой цели позволит переносить накопленный положительный и обобщенный опыт конструирования отдельных, отработанных в производстве станочных приспособлений на вновь создаваемые и в перспективе обеспечит возможность широкой автоматизации расчетов при исследовании, проектировании и создании новых, более прогрессивных конструкций.

Также целью разработки расчетной схемы силового замыкания СП является минимизация размерности математической модели СП. Необходимость минимизации размерности математической модели стала очевидной после получения таких моделей для станочных приспособлений в работах [4,5] и для других видов производственных механизмов в работах [6,7].

Для достижения поставленной цели необходимо рассмотреть следующие *задачи*: выявить общие признаки для, по-возможности, широкого множества случаев установки заготовки в СП; обосновать наименьшее количество элементов в расчетной схеме; учесть силовые факторы.

3 Обоснование базовой расчетной схемы силового замыкания

Для разработки базовой расчетной схемы определим условия существования конструкции СП как технической системы.

Конструкция СП может быть допущена к эксплуатации в случае решения следующих *основных задач служебного назначения*. **Первая задача** – придание положения обрабатываемой заготовке, необходимого для выполнения заданных параметров (размеров) между обрабатываемой и базовой поверхностями заготовки. **Вторая задача** – обеспечение постоянства достигнутого положения заготовки при воздействии сил резания и усилий закрепления.

Надежное закрепление обрабатываемой заготовки обеспечивается силовым замыканием. В контур силового замыкания, как известно, входят установочные элементы и корпус СП с одной стороны, зажимные элементы, передаточный механизм, привод и корпус с другой стороны, зажимаемая заготовка также рассматривается как

элемент силового замыкания.

Из всех элементов силового замыкания только опорные элементы объединяют в себе одновременное обеспечение указанных выше двух основных задач. В базовой расчетной схеме силового замыкания СП передаточный механизм и привод могут быть сведены к рассмотрению усилия зажима, зажимной элемент может быть приведен к рассмотрению места и количества точек приложения усилий зажима.

Учитывая предложенное приведение, приходим к известным схемам графического моделирования установки заготовки в приспособлении, например, плоской базовой поверхностью. Эти схемы нашли отражение при разработке вопросов оценки комплектов баз, в обозначениях опорных элементов в расчетных схемах, а также на технологических операционных эскизах и картах наладок технологического оборудования.

Анализ известных способов графического моделирования схем установки обрабатываемой заготовки в СП (рис. 1, 2) показал, что они имеют существенные ограничения к применению. В частности, не обеспечивают возможности разделения на подсистемы ориентирования и зажима СП.

Для более адекватного представления схемы установки заготовки в СП удобно применить в качестве модели опорного элемента связь в виде опорного шара произвольного диаметра между поверхностью основания и базовой поверхность заготовки (рис. 3). Эта модель позволит переходить к натурной модели с разделением нормальных и тангенциальных связей (подсистем ориентирования и зажима), оценивать возможность решения первой и второй основных задач служебного назначения СП.

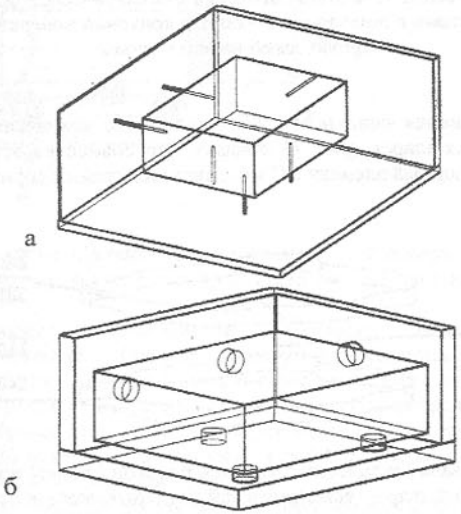


Рис. 1. Моделирование установки заготовки призматической формы плоскими базовыми поверхностями с помощью: а – недеформируемых стержней; б – опор с плоской поверхностью

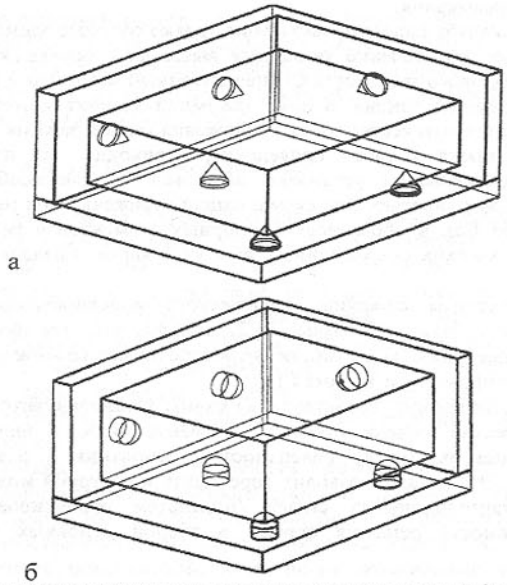


Рис. 2. Моделирование установки заготовки призматической формы плоскими базовыми поверхностями с помощью: а – опор с конусной поверхностью; б – опор со сферической поверхностью

Анализ выполнения основных задач служебного назначения СП для одного, двух и более опорных шаров (рис. 4) показал, что совместно эти задачи решаются только тогда, когда опорный элемент СП моделируется тремя опорными шарами.

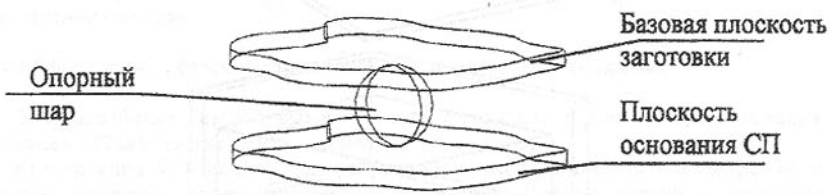


Рис. 3. Моделирование установки заготовки плоской базовой поверхностью на опорный шар – геометрической неудерживающей связи

В качестве базовой расчетной схемы может быть принята модель с минимально допустимым числом опорных элементов (три опорных шара), позволяющим выполнять основные задачи служебного назначения СП. Три опорных шара ограничивают

поступательное перемещение в одном направлении и два поворота вокруг осей перпендикулярных друг к другу в плоскости, перпендикулярной ограниченному перемещению. Такой комплект опорных шаров можно назвать установочной квазиповерхностью.

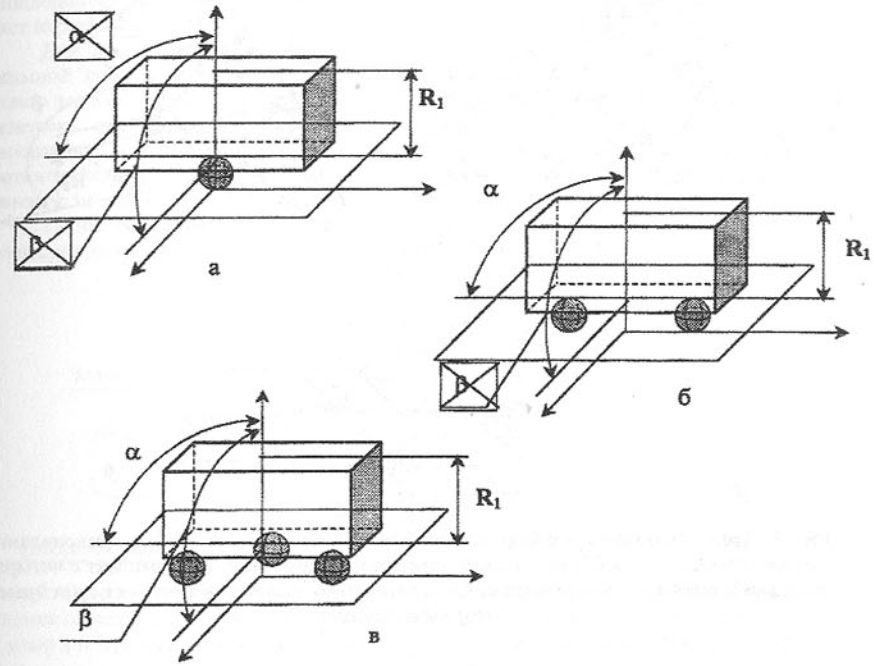


Рис. 4. Модель установки заготовки плоской базовой поверхностью: а – на один опорный шар; б – на два опорных шара; в – на три опорных шара

При установке обрабатываемой заготовки цилиндрической базовой поверхностью по аналогии с базовой искривляем и поверхность основания СП без изменения положения опорного шара (рис.5,а). Для устойчивого состояния установленной заготовки требуется применение дополнительного четвертого шара (рис. 5,б). Таким образом, выполнено преобразование схемы с тремя опорными шарами для плоской базовой поверхности заготовки в схему с четырьмя опорными шарами для цилиндрической базовой поверхности.

Анализ схемы (рис.5,в) показывает, что при обеспечении устойчивого состоянии заготовки, т.е. выполнении второй основной задачи служебного назначения СП, первая задача не может быть обеспечена и необходимо применение еще одного опорного шара (рис. 6,а). При переходе к схеме пяти опорных шаров (рис. 6,а) образуется два сочетания по три опорных шара (рис. 6,б), выполняющих функции установочной квазиповерхности, выявленные ранее.

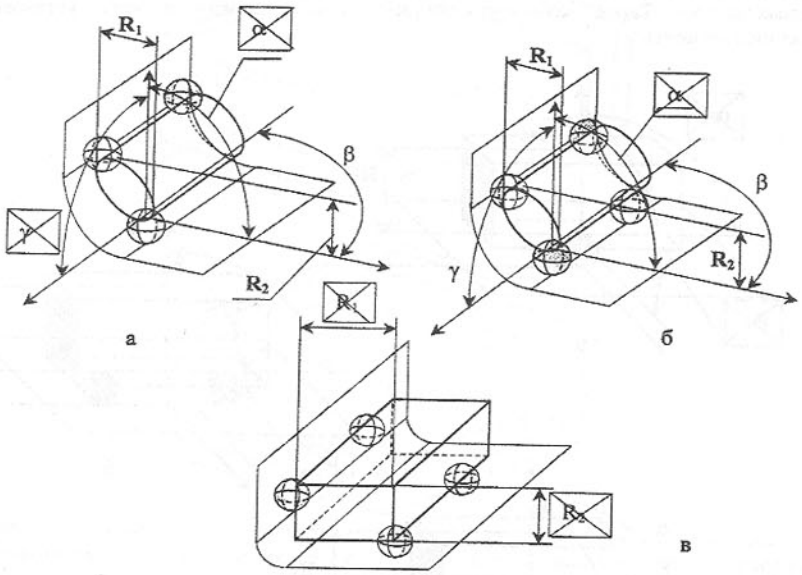


Рис. 5. Преобразование трехопорного комплекта в четырехопорный: а – искривление поверхности основания СП по базовой поверхности заготовки; б – комплект с четырьмя опорными шарами; в – установка плоскими поверхностями в комплект с четырьмя опорными шарами

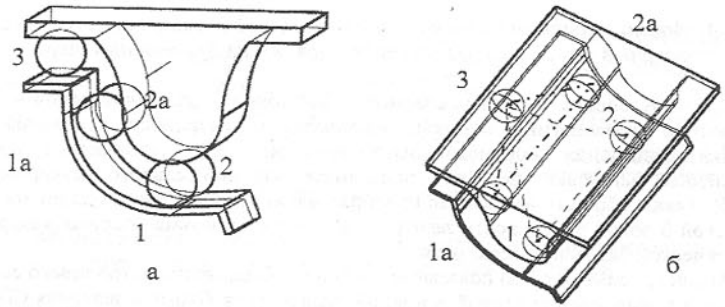


Рис. 6. Комплект пяти опорных шаров (а), реализующий две установочные квазиповерхности (сочетания точек 123 и 1a2a3) (б)

Считается, что при правильном проектировании силового замыкания СП усилие зажима должно быть приложено в середине треугольника, вершинами которого являются точки контакта опорных шаров с базовой поверхностью. Однако нормальная составляющая усилия резания F_n может быть приложена по-разному. В случае совпадения направления нормальной составляющей с усилием зажима, сила резания будет играть положительную роль.

Для рассмотрения влияния сил на формирование базовой расчетной схемы зажимной элемент моделируем зажимным шаром (рис. 7). В случае противоположного усилию зажима направления составляющей силы резания (рис. 7,б) или ее действия за пределами треугольника опор (рис. 7,а) будет возникать момент силы резания относительно линии расположения двух опор или одной опоры и зажимного элемента. Противодействовать этому моменту силы резания будет соответственно зажимной элемент или один из опорных шаров (рис. 7).

Таким образом, как и в предыдущих случаях, приходим к модели силового замыкания на трех элементах – двух опорах и зажимном элементе.

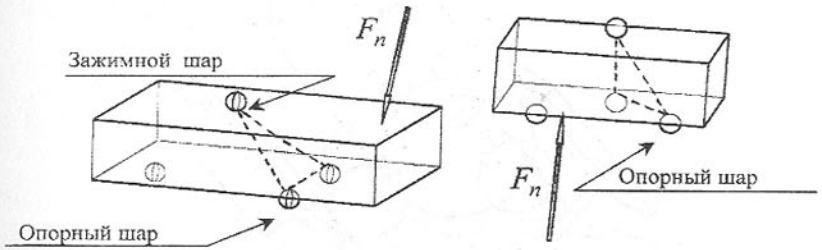


Рис. 7. Силовое преобразование комплекта трех опорных шаров с учетом зажимного элемента (зажимного шара): а – сила резания приложена за пределами треугольника опор в направлении действия усилия зажима; б – сила резания напрвлена против усилия зажима

Образования троек опорно-зажимных элементов достаточно для решения основных задач служебного назначения СП. Однако для этого требуется использование одновременно двух базовых поверхностей: одной – со стороны опорных шаров, второй – со стороны зажимного шара. Такая ситуация создает ряд технологических трудностей, связанных с обработкой баз, измерением расстояния между базами, определения оптимального положения зажимного шара от линии опорных шаров. При этом не исключается возможность раскрытия контактов при изменении направления сил резания. Большей надежностью обладает схема с тремя опорными и одним зажимным шаром (рис. 8).

В этом случае, при установке и зажиме заготовки по установочной квазиповерхности с тремя опорными шарами, в зависимости от направления сил резания будут образовываться треугольники установочных опорно-зажимных квазиповерхностей.

При установке заготовки с цилиндрической базовой поверхностью в комплект четырех опорных шаров, силы резания также приведут к образованию троек опорно-зажимных элементов (рис. 9).

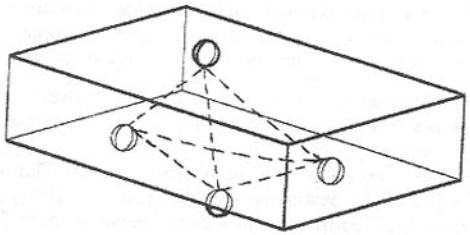


Рис. 8. Возможные треугольники установочных квазиповерхностей для комплекта с тремя опорными шарами при установке заготовки плоской базовой поверхностью

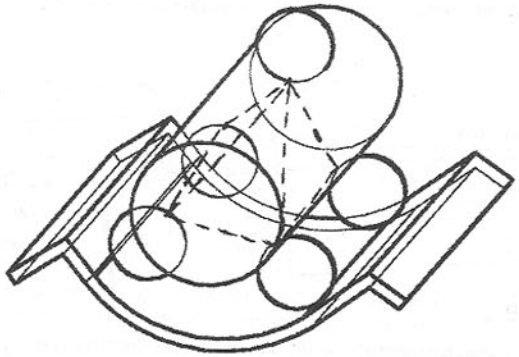


Рис. 9. Образование комплектов троек опорно-зажимных элементов при установке заготовки цилиндрической базовой поверхностью в комплект четырех опорных шаров

При установке заготовки цилиндрической базовой поверхностью в трехкулачковый токарный патрон и последующем воздействии силы резания также произойдет образование тройки опорно-зажимных элементов (рис. 10). Причем по мере вращения трехкулачкового патрона будут образоваться новые сочетания троек опорно-зажимных элементов.

При установке заготовки в патрон с поджимом задним центром при последующем приложении силы резания также выявляются формы образующихся троек опорно-зажимных элементов, как и в предыдущих случаях установки по цилиндрической поверхности (рис. 11). Центр моделируется также как и патрон, комплектом шести опорных шаров.

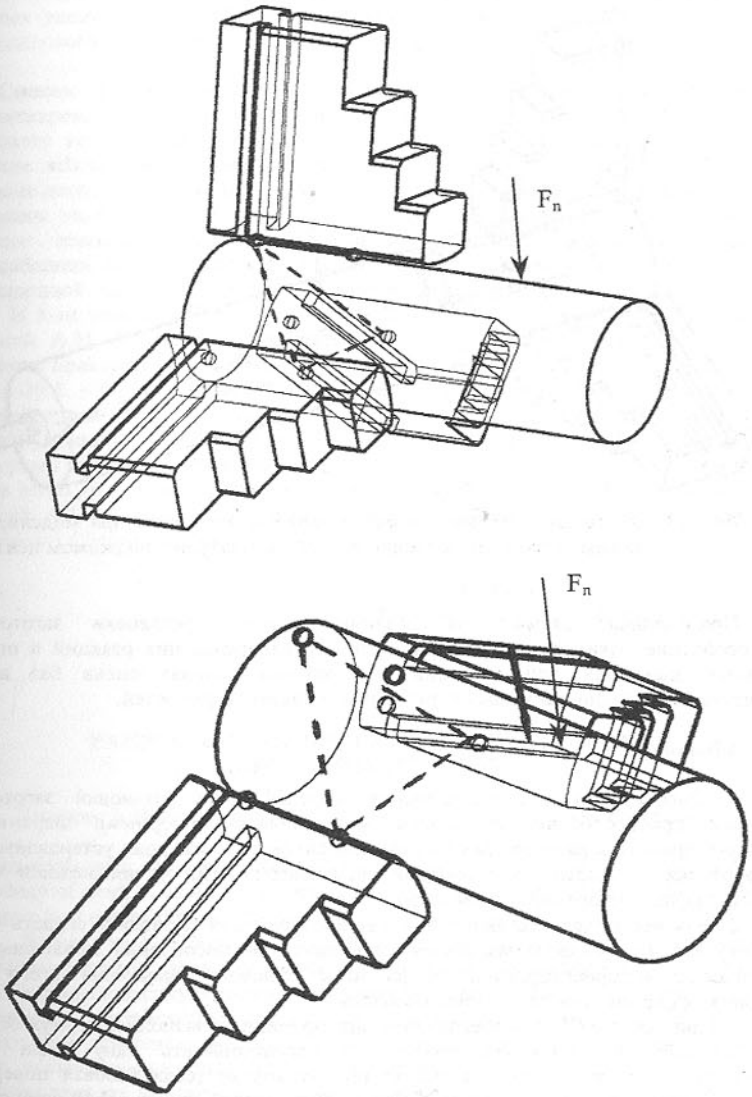


Рис. 10. Образование троек опорно-зажимных элементов при моделировании схемы установки заготовки в токарный патрон

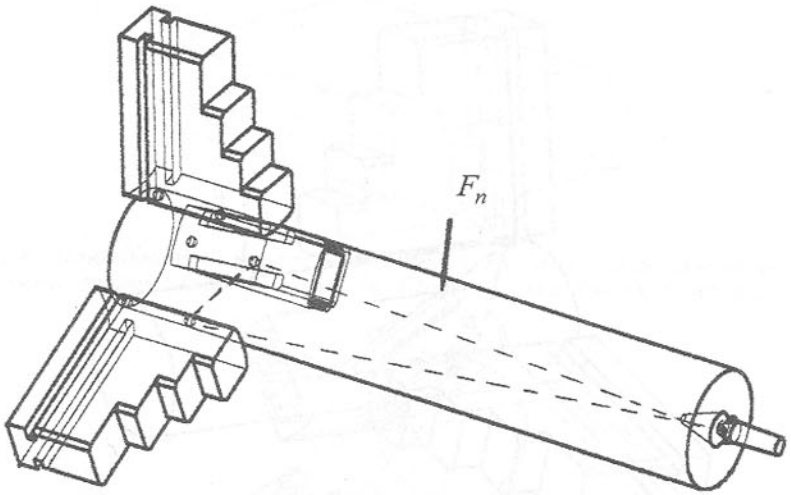


Рис. 11. Образование тройки опорно-зажимных элементов при моделировании схемы установки заготовки в токарный патрон с поджимом центром

Приведенные схемы для различных видов установки заготовки в приспособление показывают, что при учете перераспределения реакций в опорах и зажимных элементах при действии сил резания силовая смена баз ведет к формированию опорно-зажимных установочных квазиповерхностей.

4 Выводы:

1. Рассмотренные преобразования моделей схем установки заготовки в станочное приспособление на основе моделирования опорными шарами дают основания принять в качестве базовой модели силового замыкания устанавливаемой в СП заготовки – модель установочной квазиповерхности, организованной на трех опорных шарах с одним зажимным шаром.

2. Базовая модель установочной квазиповерхности позволяет создать единую методику анализа силового замыкания станочного приспособления, применимую для исследования и проектирования подсистемы силового замыкания всего класса технических систем станочных приспособлений.

3. При синтезе СП для обеспечения одновременного выполнения двух основных задач служебного назначения необходимо организовывать одну (если базовая поверхность заготовки одна и плоская) или несколько (если базовая поверхность заготовки не одна и (или) не плоская) взаимодействующих между собой установочных квазиповерхностей.

4. При анализе надежности закрепления заготовки в СП необходимо выявлять организованные установочные квазиповерхности и проводить расчет требуемого зажимного усилия на основе их геометрических и механических характеристик.

5. Полученная базовая расчетная схема имеет минимальное количество опорно-зажимных элементов, что обеспечивает минимизацию размерности математической модели силового замыкания СП.

Список литературы: **1.** Технологическая оснастка: Учеб. для вузов / Ш.А.Бахтиаров, А.Г.Схиртладзе, В.Б. Моисеев, П.Г. Денисов. – Пенза: Изд-во Пензенского технологического ин-та, 2001. – 119 с. **2.** Ряховский А.В. Разработка и внедрение комплекта унифицированной технологической оснастки для обработки корпусных деталей специзделий : Дисс… канд. техн. наук. 05.02.08. / Харьковский гос. политехнич. ун-т. – К., 1996. **3.** Пипкин Ю.В., Зелинский А.Н., Коцюбинская Н.В. Методика анализа силового замыкания технической системы станочного приспособления // Машиностроение и техносфера XXI века. Сборник трудов XII международной научно-технической конференции в г. Севастополе 12-17 сентября 2005 г. В 5-ти томах. – ДонНТУ: Донецк, 2005. – Т. 3. – С. 64-69. **4.** Піпкін Ю.В., Зелінський А.М. До питання про математичне моделювання затискної можливості обертаючих пристроїв та оснастки // "Нукові нотатки", Зб. наук. праць. – Луцьк: ЛДТУ. – 1999. – № 5. – С. 120-122. **5.** Пипкин Ю.В. Анализ силового замыкания в станочных приспособлениях // Вісник Сумського державного університету. Серія Технічні науки (Машинобудування). – № 2. – 2002. – С. 88-93. **6.** Коцюбинский В.С., Пипкин Ю.В. Структурный метод математического моделирования производственных механизмов // Вестник МАНЭБ. – Санкт-Петербург. – № 8. – 1998. – С. 126-129. **7.** Пипкин Ю.В., Зелинский А.Н. К вопросу создания электронных инспекторов производственных механизмов // Сборник научн. трудов. – Алчевск: ДГМИ, 1998. – С. 126-129.

Сдано в редакцию 18.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

РАЦИОНАЛЬНОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ВАЛКОВ ПРОКАТНЫХ СТАНОВ

Плескач Б.В., Вейпов А.М. *(ЗАО «НКМЗ», г. Краматорск, Украина)*

The paper deals with the aspects of design and heat treatment of the rolling mill rools. Methodology of work is based on the application of finite elements to solve the problems of unstationary heat conduction and strength.

За более чем 70-летнюю историю существования Новокраматорский машиностроительный завод поставил заказчикам более миллиона тонн прокатных валков с высокими эксплуатационными характеристиками. Качество прокатных валков подтверждено сертификатом технического надзорного общества TUF NORD и обеспечивается применением самых современных производственных технологий.

Так цельнокованые рабочие и опорные валки и бандажи опорных валков изготавливаются из высококачественных легированных марок сталей, подвергнутых глубокому вакуумированию при разливке. Рабочие валки отличаются высокой твердостью на глубине до 45 мм, что обеспечивает повышенную стойкость в жестких условиях высокоскоростной прокатки, сопровождающуюся тепловыми ударами при

эксплуатации. Для опорных валков и их бандажей характерны высокая поверхностная твердость, глубина закаленного слоя достигает величин более 70 мм.

Учитывая современные тенденции, на ЗАО «НКМЗ» освоено производство композитных валков – двухслойных с рабочим слоем из быстрорежущей стали или высокохромистого чугуна. Валки изготавливаются методом электрошлаковой наплавки жидким металлом рабочего поверхностного слоя. Толщина слоя достигает до 120 мм. Этим удовлетворяются различные требования, предъявляемые к поверхности бочки валка и его осевой части и цапфам.

Кроме способа изготовления на свойства валков значительное влияние оказывает термообработка. Иногда уровень временных напряжений превышает предел прочности материала, что подтверждается характерным шумом при образовании хрупких микротрещин во время термомеханических процессов. Высокий уровень суммарных напряжений от термообработки и тепловой посадки может привести к мгновенному разрушению бандажированных валков на этапе финишной механообработки. Имелись случаи разрушения валков при транспортировке и хранении.

Целью работы являлось создание методологии обеспечения высокого качества прокатных валков на этапе проектирования за счет обоснованного выбора режимов термообработки с учетом нестабильности структуры материала. При этом строго увязывается продолжительность этапов термообработки, а, соответственно, расходы энергоносителя, с требуемыми характеристиками выпускаемой продукции. Особенно это эффективно для композитных валков, когда имеется возможность сконцентрировать все термомеханические процессы на материале поверхностного слоя, выбрав основным свойством центральной части вязкость материала для обеспечения высокой долговечности.

Учитывая сказанное, ЗАО «НКМЗ» совместно с МГТУ им. Н.Э. Баумана выполнили работу, состоящую в совершенствовании известных [1] программ расчета тепловых полей и полей напряжений, а также структурного состояния и твердости рабочих и опорных валков холодной и горячей прокатки при термообработке с их адаптацией к материалам и технологиям, применяемым на НКМЗ. На НКМЗ имеются лицензированные конечно-элементные универсальные программные расчетные комплексы ABAQUS и Cosmos Works, однако решение данной задачи потребовало создания специализированного пакета, учитывающего все особенности сложных термомеханических процессов. Тем более, принимая во внимание опытно-экспериментальный характер работы с постоянным уточнением нелинейных физико-механических свойств и внедрением новых валковых сталей. Аналогов данного программного комплекса (ПК) в странах СНГ не существует.

Основной задачей, решаемой при помощи созданного ПК, является разработка рекомендаций по совершенствованию технологии термообработки и тепловой посадки для следующих режимов:

- нормализация и отпуск рабочих и опорных цельнокованых валков;
- спрейерная закалка и отпуск рабочих и опорных цельнокованых валков, а также осей опорных композитных валков;
- дифференцированная термообработка и отпуск опорных композитных валков;
- закалка на мартенсит или бейнит и отпуск композитных рабочих валков [2];
- индукционная закалка и отпуск рабочих и опорных цельнокованых валков, включая подогрев валков за счет нескольких проходов индуктора.

Для удобства работы с программами на языке Delphi создан соответствующий пре-постпроцессор, позволяющий в диалоговом режиме задавать исходные данные для расчета, проводить расчет и анализ. Результаты расчета можно представлять как в

виде таблиц, так и в виде двумерных цветных полей. При задании одинаковых материалов оси и наплавленного слоя идет счёт моноблочного валка.

В каждой из программ в процессе расчёта происходит численное моделирование физико-механических процессов, происходящих при термообработке, и имеется возможность проследить за изменением структурного состава, твердости, температур, временных и остаточных напряжений в любой момент времени и в любой точке валка.

При расчете решается связанная задача термоупруговязкопластичности. В методике учитываются возможность пластического деформирования материала валка при больших градиентах температур и структурных дилатациях, а также релаксация напряжений при высоких температурах при закалке или длительных выдержках при отпуске. Решение осесимметричной, двумерной задачи, даёт возможность исследовать краевой эффект, возникающий на краях бочки и в местах перехода от рабочей части валка к шейке. Причем расчет некоторых режимов, например, индукционной закалки возможен только в такой постановке. Задача решается методом конечных элементов, а уравнение краевой задачи теплопроводности в матричной форме имеет следующий вид:

$$[C]\frac{\partial\{t\}}{\partial\tau}+[K]\cdot\{t\}=\{F\},$$

где $[C],[K]$ - соответственно, глобальные матрицы теплоемкости и теплопроводности; $\{t\}$ - вектор- столбец температур в узлах конечно-элементной сетки; $\{F\}$ - вектор столбец тепловой нагрузки в узлах. Учитывается как внешняя тепловая нагрузка, так и тепловые выделения при распаде аустенита.

Для оценки адекватности получаемых результатов реальным процессам и коррекции математической модели, остаточные расчетные напряжения сравнивались с результатами исследований, выполненных ВНИИМЕТМАШем, г. Москва, на прибыльных частях, отрезанных от валков, изготовленных на НКМЗ.

С применением данного ПК выполнен целый ряд расчетов и получены важные для производства результаты.

Так при анализе температурных полей и полей напряжений при спрейерной и последующей индукционной закалке рабочего валка диаметром 520 мм и длиной бочки 1700 мм при выполнении технологического отверстия вдоль оси валка длиной 500 и диаметром 100 мм установлено следующее.

В самом начале спрейерной термообработки во внешнем слоя валка возникают значительные напряжения растяжения, достигающие 573.0 МПа при температуре поверхности, в среднем, около 360^{0}С. Затем, при снижении температуры внутри тела, на поверхности формируется массив сжатого металла при напряжениях около -820 МПа. Причем температура внутри валка еще держится на уровне 870^{0}С, хотя на поверхности уже начался процесс отогрева. Далее в процессе термообработки, напряжения сжатия уже не превышают этой величины. Максимальные напряжения растяжения составляют около 850 МПа и наблюдаются при подъеме температуры на поверхности валка после выдержки на температуре 300^{0}С. Принципиальный вид графика режима спрейерной термообработки приведен на рисунке 1.

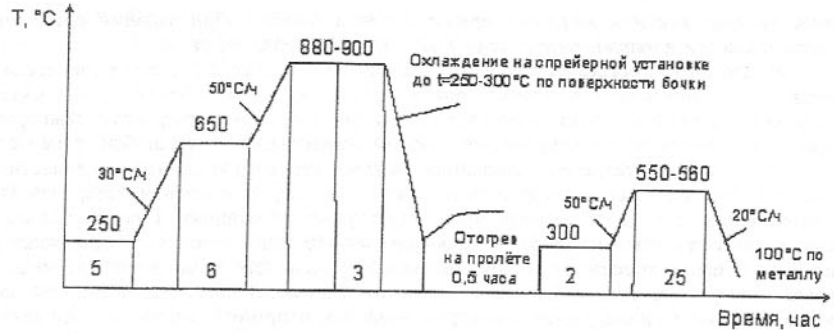


Рис. 1. Режим спрейерной термообработки

При индукционной закалке во время первого прохода максимальные величины растягивающих напряжений были наименьшими по сравнению с другими этапами и составляли около 453 МПа вдоль оси валка. Причем эти напряжения монотонно возрастали и достигали экстремума после прохождения индуктором середины валка. Сжимающие напряжения составляли около -790 МПа из-за того, что температурная волна еще не достигла оси валка.

Во время второго прохода индуктора максимальные растягивающие напряжения наблюдались в осевой зоне валка и составляли величину около 620 МПа, напряжения растяжения в поверхностных слоях были ниже. Максимальные напряжения сжатия, как и на первом проходе, наблюдались непосредственно под индуктором и достигали величины порядка -680 МПА. Температурная волна достигла оси валка, где температура составила около 200^0 С.

Во время третьего прохода индуктора максимальные напряжения растяжения в осевой зоне валка были несколько ниже, чем на предыдущем проходе. Однако по мере перемещения индуктора постепенно увеличивались напряжения в поверхностных слоях валка и достигли максимума, равного 670 МПа, во время выхода индуктора. Величина максимальных сжимающих напряжений была около -550 МПа и они наблюдались уже не на поверхности, а в глубине валка.

В начале четвертого прохода превалирующими напряжениями в теле валка являются напряжения растяжения, особенно в поверхностных слоях, составляя чуть больше 700 МПа. По мере продвижения индуктора и возникновения под ним напряжений сжатия, картина распределения напряжений постепенно меняется. При приближении индуктора к середине валка растягивающие напряжения сзади него во втором слое конечных элементов (на глубине около 15 мм) достигают + 960 МПа при температуре в районе этого элемента порядка 260…280 градусов. Описанное состояние, при наличии дефекта может привести к непоправимым результатам. Напряжения сжатия в этот момент практически в два раза ниже.

В момент окончания охлаждения водой после выполнения закалки осевые остаточные растягивающие напряжения в центральной зоне валка составили около 550 МПа (рисунок 2), а в районе отверстия около 450 МПа.

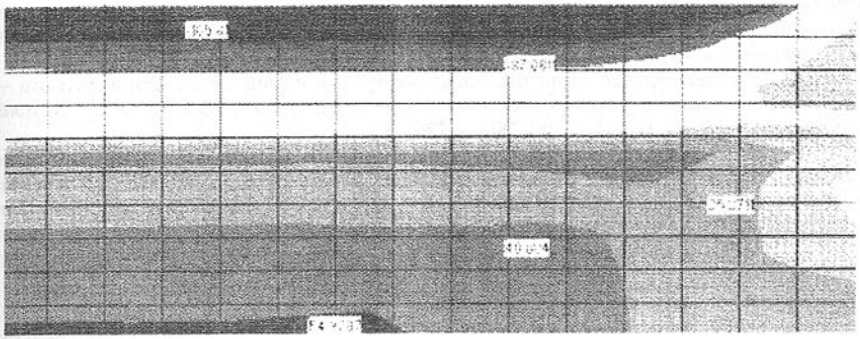


Рис. 2. Распределение осевых остаточных напряжений в валке после термообработки (верхняя правая четверть сечения)

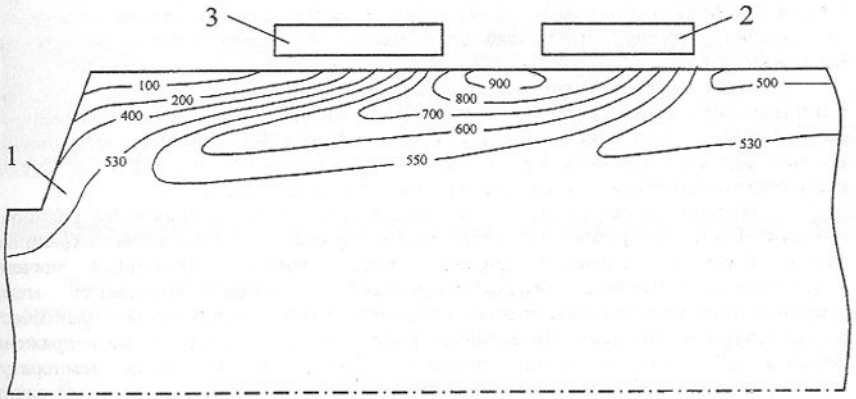


Рис. 3. Изолинии температур. 1 - валок, 2 - индуктор, 3 – спрейер

На рисунке 3 показаны принципиальная схема индукционной закалки и распределение температуры в ^{0}С по телу валка на этапе закалки.

Статические прочностные расчеты от действия только температурной нагрузки с учетом технологического несквозного осевого отверстия показали, что коэффициент концентрации напряжений в зоне отверстия составляет величину порядка 2,5 единиц. Исходя из сказанного, даже с учетом неоднозначности физических явлений, которые происходят при индукционной закалке, можно предположить, что реальные напряжения в этот момент в области концентратора существенно превысят пределы текучести и прочности материала. В то же время следует отметить, что расчетные временные осевые напряжения растяжения составляют от 600 МПа и несколько выше в центральной зоне валка до 960 МПа вблизи его поверхности. Это указывает на

необходимость дополнительных исследований напряженно-деформированного состояния валков с целью разработки более щадящих температурных режимов даже в конструкции без технологического отверстия.

Следующей задачей было исследование трех режимов электронормализации – скорости движения индуктора составляли, соответственно, 0.15, 0.3 и 0.8 мм/с, при токе в индукторе, соответственно, 5000, 2800 и 2800 А.

Рассматривались максимальные временные напряжения, температурное состояние валка в момент возникновения максимальных напряжений, структурное состояние и остаточные напряжения. Анализ показал, что максимальные временные напряжения составляют для этих вариантов, соответственно, 202 и -157 МПа ($t \approx 1150^0$ С), 226 и -170 МПа ($t \approx 1100^0$ С), 204 и -183 ($t \approx 960^0$ С) и индуктор для всех вариантов находился внизу валка, практически в одинаковом положении. Таким образом, нет линейной зависимости между скоростью прохождения индуктора и максимальными временными напряжениями и к тому же напряжения отличаются незначительно. Данный вывод имеет место и для остаточных напряжений, которые составляют, соответственно, 344 и -727 МПа, 371 и -727 МПа, 355 и -717 МПа.

В то же время можно сделать вывод, что режим со скоростью движения индуктора 0.15мм/с все же более благоприятен и этот режим был рекомендован как основной.

Следующим примером является анализ тепловых процессов при закалке путем обдува в печи вентиляторами. Целью расчета являлось обоснование возможности уменьшения времени на охлаждение валка до температуры предварительной выдержки.

Анализ показал, что при уменьшении времени с 6-ти до 4-х часов максимальные осевые остаточные напряжения увеличились с 488 до 572 МПа и от -524 до -571 МПа, радиальные напряжения - с 304 до 344 МПа (напряжения сжатия несущественны), а окружные с + 303 до +347 МПа и от – 521 до – 545 МПа. Среднее увеличение напряжений по всем трем видам составляющих около 12 %.

Для оценки также приведены данные для времени охлаждения валка, равного 2-м часам. Тенденция увеличения остаточных напряжений в теле валка сохранилась, только несколько снизился градиент этого процесса. Численные значения максимальных временных осевых напряжений растяжения наблюдаются между наружной поверхностью валка и осью в элементах ближе к торцу валка и практически соответствуют остаточным. Интенсивное формирования поля остаточных напряжений наблюдается ближе к концу процесса термообработки, когда температура поверхностных слоев валка становится ниже 100^0 С. Временные напряжения сжатия существенно ниже остаточных.

Особую ценность расчеты режимов термообработки имеют для уникальных бандажированных валков. В целом технологический цикл бандажирования состоит из нескольких этапов: раздельные термо - и механическая обработки двух деталей, бандажа и оси, здесь же закладывается начальная профилировка оси валка; прогрев бандажа в печи до 300…350^0С, посадка бандажа на ось, совместный их нагрев и охлаждение. Последний этап – финишная механическая обработка составного валка.

Рассмотрим этот процесс на примере опорного валка стана 2800 горячей прокатки Алчевского металлургического комбината. Размеры бандажа составляют: наружный радиус – 700 мм, посадочный радиус - 490 мм, длина бочки – 2800 мм. Для примера выбран следующий режим термообработки: закалка с температуры 840^0С, вначале в течении шести минут в воде, затем 90 минут в масле, далее охлаждение на воздухе с последующим отпуском при температуре 340^0С. Расчеты показали, что на рабочей и посадочной поверхностях и вблизи торца бандажа формируется зона

краевого эффекта бейнитно-мартенситной структуры со значительными, превышающими 600 МПа, окружными напряжениями сжатия. Максимальные напряжения растяжения формируются в средней части бандажа ближе к торцу и составляют до 500 МПа в области с чисто перлитной структурой. Т. е. появление полезных напряжений сжатия, приводящих к повышению характеристик контактной выносливости, привело к появлению опасных напряжений растяжения, что может вызвать хрупкое разрушение бандажа еще на этапе термообработки.

После посадки бандажа на ось, напряжения сжатия несколько снизятся.. Напряжения растяжения пропорционально возрастают. Причем окружные растягивающие напряжения от посадки в зоне максимальных термических напряжений растяжения при трапециидальной форме оси составляют около 125, а на посадочной поверхности в пределах 150 МПа, т.е. в несколько раз меньше остаточных напряжений, полученных после закалки.

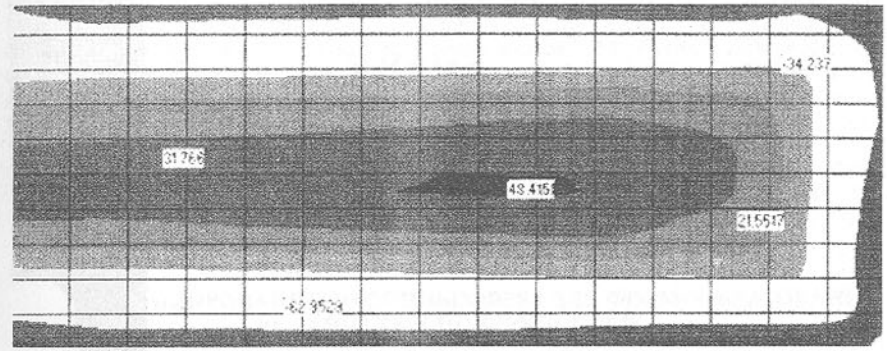


Рисунок 4. Распределение остаточных окружных напряжений в бандаже (верхняя правая четверть сечения) при расчете в пакете Abaqus (КулаченкоА. А.)

В расчетах варьировалась профилировка оси валка - трапециидальный натяг, натяг по дуге и равномерный натяг с максимальной величиной натяга, равной 0.49 мм. Установлено, что максимальные окружные напряжения существенно не зависят от профилировки оси. В то же время при равномерном натяге максимальные эквивалентные напряжения на посадочной поверхности выше приблизительно на 40 МПа, чем при трапецеидальном натяге, наблюдаются на краю посадочной поверхности и составляют 210…215 МПа (рисунок 5). Сказанное в первую очередь определяется краевым эффектом и резким увеличением радиальных напряжений сжатия. Причем рост эквивалентных напряжений начинается как раз в той точке посадочной поверхности, где в глубине валка при термообработке формируются максимальные напряжений растяжения, что нежелательно. Минимальный уровень напряженности бандажа наблюдается при натяге второго порядка. Однако в этом случае существенно снижается сцепление бандажа и оси, а его увеличение за счет роста величины натяга приводит к увеличению окружных усилий.

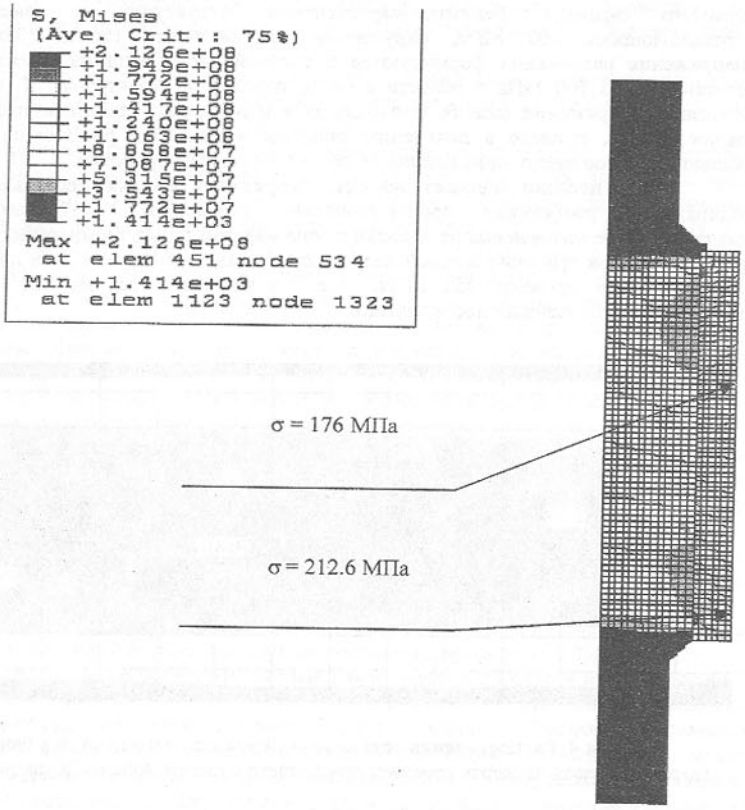


Рис. 5. Распределение монтажных напряжений в бандаже (1/2 часть сечения)

После выполненного анализа напряженно-деформированного состояния валка делается вывод о целесообразности назначения его геометрических параметров и применения данных режимов термообработки. Для полной оценки надежности конструкции выполняется расчет прочности валковой системы в процессе эксплуатации от температурных и силовых воздействий. Причем, несмотря на то, что уровень эксплуатационных температурных напряжений в среднем на порядок ниже, чем напряжений от усилия прокатки, для таких нагруженных узлов прокатных станов, как валки, данный расчет не теряет своего значения. Постоянное повышение производительности и нагруженности станов холодной и горячей прокатки при одновременном снижении регламентируемых запасов прочности валков, ставит перед конструкторами и технологами очень сложные задачи, требующие учета всевозможных факторов, влияющих на сроки службы оборудования.

Выводы:

1. Разработана комплексная методология, позволяющая получить полную картину напряженно-деформированного состояния прокатных валков на этапах изготовления и эксплуатации, что дает возможность обеспечить требуемую долговечность и надежность инструмента и оптимизировать технологический процесс термообработки по назначаемым критериям качества.
2. Выполнена серия расчетов и проведен анализ ряда опорных и рабочих валков, на основании которых даны рекомендации по выбору конструкции и назначении режимов их термообработки. Следующим этапом работы должна стать оценка трещиностойкости валков на основе работы [3] и развитие методики расчетов на гарантированную прочность.

Список литературы: 1. Вафин Р.К., Покровский А.М., Лешковцев В.Г. Прочность термообрабатываемых прокатных валков.- М.: МГТУ, 2004. - 264 с. 2. Покровский А.М., Лешковцев В.Г., Вейнов А.М., Грушко Ю.А., Плескач Б.В. Математическое моделирование температурно-структурного и напряженного состояния при закалке композитных прокатных валков // М.: Сталь. - 2006. - №2. - С. 60-63. 3. Покровский А.М., Лешковцев В.Г., Земсков А.А. Оценка трещиностойкости прокатных валков при индукционной закалке // М.: Вестник машиностроения. - 2001. - №10. - С.56-60.

Сдано в редакцию 11.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Седуш В.Я.

ПРОФИЛИРОВАНИЕ ФАСОННЫХ ФРЕЗ ДЛЯ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ЛИНЕЙЧАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Пономарёв Б.Б., Шлёнский Я.Ю. (*ИрГТУ, г. Иркутск, Россия*)

The article describes the perspective method of a profiling of a tool surface forming of a part of shaped mills at manufacturing details having linear a structure. The offered method allows to raise efficiency of processing by achievement of the maximal conformity of surfaces of a detail and tool. Also this method allows to define a degree of conformity of initial tool surfaces of mills available manufacturer of details, structure received as a result of carried out accounts.

В настоящее время широкое распространение в мебельной промышленности, деревообработке, машиностроении при подготовке производства получили детали (или их прототипы), представляющие собой линейчатые кинематические поверхности, имеющие сложный профиль образующей и относительно простую форму направляющей (прямая линия, дуга, сплайн и т.п.). Для их формообразования, как правило, используют концевые или дисковые профильные фрезы, имеющие фасонный профиль исходной инструментальной поверхности. Выпуску новых видов продукции (мебельные карнизы, филенчатые двери, соединения из массива древесины, оснастки для производства отделочных конструктивных элементов в строительстве) должна предшествовать тщательная проработка инструментального обеспечения необходимого для формообразования линейчатых поверхностей, входящих в эти изделия. При этом одна из задач подготовки производства заключается в определении формы

производящей поверхности инструмента, так как именно профиль этой поверхности позволяет полностью воспроизвести заданную поверхность детали.

В современной теории формообразования вопросы определения профилеобразующих инструментальных поверхностей глубоко и полно разработаны для поверхностей изделия и инструмента, допускающих взаимное скольжение. У отдельных авторов [1,2] рассматриваются варианты обработки сложных поверхностей фасонным инструментом, при относительно простом формообразующем движении. Однако существующие программные средства (CAD/CAM) не позволяют использовать имеющиеся методики для автоматизированного профилирования инструментальных поверхностей по модели детали, заданной в электронном виде, в форме физического прототипа или её аналитического описания.

В работах [3,4,5] для определения формы, параметров микрогеометрии и проверки условий фрезеруемости предлагается использовать проекционное изображение модели, сориентированной в направлении оси z. Для этого используется полутоновое растровое изображение (рис.1), которое можно получить по результатам построений в большинстве систем технологической подготовки производства. Источником фотореалистичных изображений может быть световой поток, смоделированный программой для компьютерного пространственного объекта и данные об освещенности. Эту задачу выполняют модули визуализации в некоторых программных пакетах, таких как, ArtCAM и PowerMill. При визуализации компьютерной модели погрешности освещения, обработки и оцифровки изображения исключены, поэтому она отображает идеальную деталь. Источником исходных данных служат рисунки в формате *bmp, которые могут быть получены непосредственно в модулях черчения и трехмерного моделирования. Эти изображения содержат информацию о контурах детали и имеют, как правило, небольшое количество цветов.

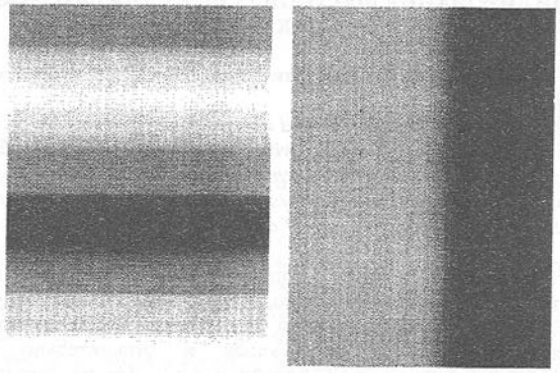


Рис. 1. Образцы полутоновых изображений деталей.

В качестве входных данных для получения профиля инструмента в предлагаемом методе моделирования используется двухмерное растровое полутоновое отображение трехмерной модели на плоскости, что соотзетствует точечному представлению координат x и y в пикселах, а по оси z в яркостях с разрешением 1/256 оттенков серого. В этом случае у неинвертированной модели максимальная высота трехмерного

пространства соответствует белому цвету, минимальная – черному, а промежуточные элементы, образующие криволинейный профиль, отображаются в оттенках серого. Как известно, при двух-трехкоординатном фрезеровании сложных поверхностей инструментальную поверхность лимитирует форма вогнутых областей детали, которые могут быть представлены как участки кинематической поверхности, образованной направляющими и образующими.

В соответствии с предлагаемой методикой после считывания изображения осуществляется построение профиля яркости полутонового изображения в направлении изменения градиента интенсивности изображения, что соответствует изменению направления нормали к поверхности вдоль этой линии (рис.2). Полученный профиль яркости соответствует с учетом масштабных коэффициентов образующей исходной инструментальной поверхности, необходимой для формообразования рассматриваемой детали.

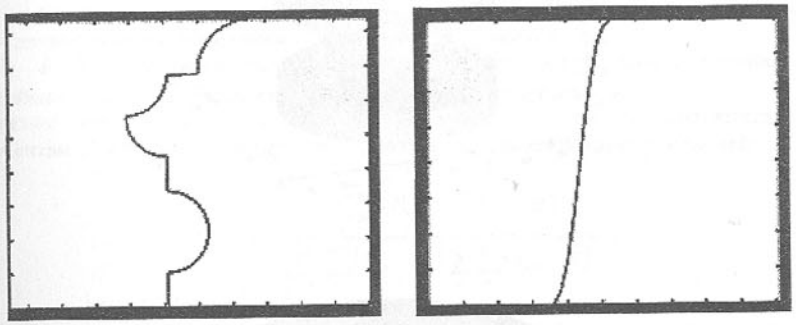


Рис. 2. Профили яркости, построенные по полутоновым изображениям деталей

Количество точек, в которых проверяется яркость при построении профиля устанавливается приблизительно равным числу пикселов, которые пересекают путь. Для полутонового изображения выходной параметр является одномерным массивом. Если для полученных изображений дополнительно определить два выходных параметра x и y, то функции построения электронной модели в координатах x и y позволят вновь перейти к пространственной системе координат, по данным которой получены значения яркости. Для получения значений яркости в произвольной точке изображения используется интерполяция по значениям в соседних точках.

Если профиль яркости представляет собой монотонно убывающую или возрастающую функции, то существует две инструментальных поверхностей фрез, позволяющих получить требуемую деталь. Оси режущего инструмента могут лежать при этом в плоскости, как параллельной, так и нормальной к соответствующей плоскости полутонового изображения. В противном случае, такая поверхность единственная, и ось инструмента лежит в плоскости параллельной плоскости полутонового изображения, то есть вдоль профиля яркости. При этом программный модуль позволяет получить исчерпывающую информацию о форме и размерах инструментальной поверхности (рис.3).

Преимущества подобного метода очевидны. Во-первых, трехмерная визуализация позволяет детально рассмотреть в реальном масштабе объемную модель инструментальной поверхности, а во-вторых, программа позволяет представить в текстовом файле координаты профиля образующей производящей поверхности.

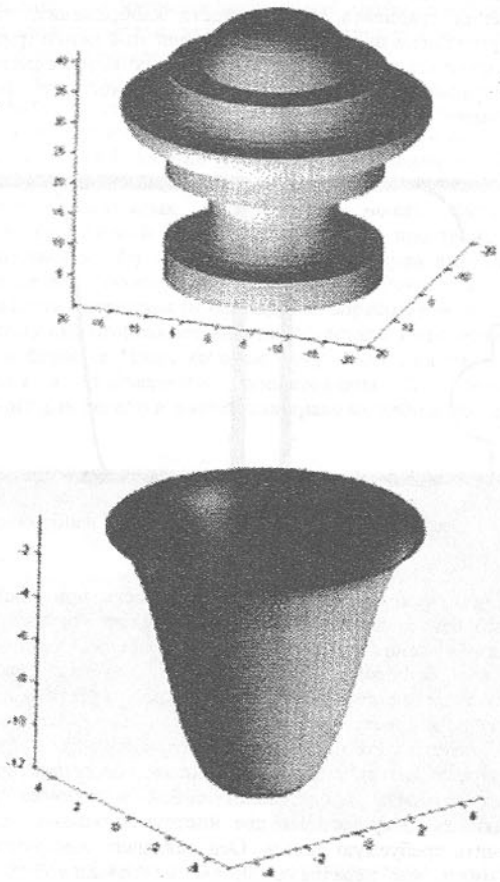


Рис. 3.Примеры исходных инструментальных поверхностей, полученных с использованием разработанного программного модуля

На последнем этапе реализации предлагаемой методики профиль полученной образующей инструментальной поверхности сравнивается с имеющимися профилями в базе данных предприятия-изготовителя или иной заинтересованной стороны. Для решения этой задачи предлагается использовать широко распространенный в теории распознавания изображений коэффициент корреляции двух матриц [6,7,8].

Полученный профиль инструмента и профили инструментов, находящиеся в базе данных имеют в общем случае различную дискретность по оси абсцисс. В то же время, соответствие дискретности профилей по оси абсцисс является необходимым условием для проведения сравнения двух профилей инструментальных поверхностей (полученного и имеющегося в базе данных). Для этого предлагается интерполировать значения профилей инструментов в точках, координаты по оси абсцисс которых соответствуют значениям координат, определенным в вектор-строке профиля. Для одномерной табличной интерполяции необходимо использовать функцию вида: $B = f(\mathrm{X}, \mathrm{Y}, \mathrm{X}_i)$,

где Y и X - значения приведенного профиля из матрицы профилей, имеющихся в базе данных и соответствующие ему координаты по оси абсцисс,

B и X_i - интерполированные значения имеющихся профилей и координаты по оси абсцисс, в которых значения расчетного профиля определены.

Функция переопределяет вектор B, содержащий элементы, соответствующие элементам X_i с учетом векторов X и Y, полученных линейной интерполяцией:

$$\nu(x,y) = \frac{\sum_m \sum_n \left(E_{mn} - \overline{E}\right)\left(B_{mn} - \overline{B}\right)}{\sqrt{\sum_m \sum_n \left(E_{mn} - \overline{E}\right)^2 \sum_m \sum_n \left(B_{mn} - \overline{B}\right)^2}},$$

где E_{mn} - матрица координат профиля инструментальной поверхности, полученная в результате обработки полутонового изображения детали,

B_{mn} - матрица координат профиля инструментальной поверхности имеющегося инструмента,

$m \times n$ - размер матриц координат профилей инструментальных поверхностей.

Однако, учитывая, что сравниваются векторы, формула принимает вид:

$$\nu = \frac{\sum_m \left(E_m - \overline{E}\right)\left(B_m - \overline{B}\right)}{\sqrt{\sum_m \left(E_m - \overline{E}\right)^2 \sum_m \left(B_m - \overline{B}\right)^2}},$$

где E_m - вектор-строка профиля интенсивности, приведенного к реальным размерам детали,

$m \times 1$-размер векторов, описывающих профиль имеющегося инструмента и профиля рассматриваемой детали .

В общем случае область значений коэффициента корреляции лежит в диапазоне [-1, 1], причем значение 1 определяет наилучшее соответствие. Качество соответствия можно регулировать, принимая в рассмотрение только те коэффициенты корреляции, значения которых превышают некоторое предельно установленное значение.

Профиль полученной образующей инструментальной поверхности сравнивается с имеющимися профилями в базе данных, и в случае высокой степени корреляции (большей чем 0.99) делается заключение о соответствии полученных инструментов имеющимся в наличии (указывается номер инструмента из базы данных, а также его степень корреляции), а в случае низкой степени корреляции, делается заключение о необходимости профилирования нового инструмента с образующей, отраженной в отчете. При этом профиль яркости полутонового изображения детали может соответствовать с высокой степенью корреляции профилю инструмента, помещенного в базу данных на отдельном его участке, что может привести к значительной экономии средств. При этом инструмент, имеющий более сложный профиль, обеспечивает формообразование относительно простого профиля детали (рис.4).

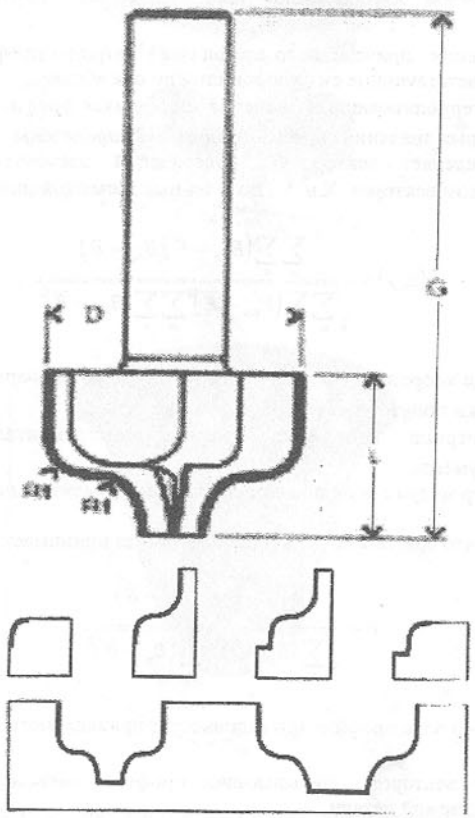


Рис. 4. Концевая профильная фреза и многообразие формообразуемых профилей одним инструментом [9]

В результате выполненной работы был разработан программный модуль профилирования исходной инструментальной поверхности для формообразования деталей, имеющих линейчатый профиль. Модуль позволяет визуализировать форму полученной инструментальной поверхности, получить геометрические размеры режущей кромки инструмента, сделать заключение о соответствии полученной инструментальной поверхности инструменту, имеющемуся в наличии, либо о необходимости изготовления нового инструмента, имеющего вычисленный профиль. Модуль может быть полезен при разработке управляющих программ для станков с ЧПУ типа CNC и при использовании CAM систем различного уровня, которые позволяют моделировать процесс обработки, задавая инструмент с режущей кромкой произвольной формы. Разработанная методика позволяет производить анализ инструментообеспечения производства на стадии его подготовки выполнять предпроектные и проектные работы, предшествующие изготовлению профильного инструмента, как для копировальных станков, так и для станков с ЧПУ.

Список литературы: **1**. Основы формообразования поверхностей резанием. Родин П.Р. - К.: Вища шк., 1977. - 192с. **2.** Отображение аффинного пространства в теории формообразования поверхности резанием. Перепелица Б.А. Харьков: - Вища школа. 1981. - 152 с. **3.** Пономарев Б. Б., Каневский И. Б. Определение параметров шероховатости сложных поверхностей с использованием цифровой фотографии // Сб. тр. междунар. научно-техн. конф. «Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века» в г. Севастополе 10-16 сентября 2001г. Донецк: ДонГТУ, 2001. т. 2. С. 86-90. **4.** Медведев Ф.В. Создание художественных барельефов в программном пакете ArtCAM Pro // Современные высокоэффективные технологии в машиностроении для различных отраслей промышленности: Сб. статей к семинару. - Иркутск, 2001. **5.** Шлёнский Я.Ю., Пономарев Б.Б. Моделирование исходной инструментальной поверхности концевых фрез // Моделирование, теория, методы и средства. Сборник материалов. В четырех частях. Часть 2. Новочеркасск: ЮРГТУ, 2004, с.16-21. **6.** Фу К., Гонсалес Р., Ли К. Робототехника.-М.:Мир,1989.-624 с. **7.** В.П.Дьяконов MATLAB 6.0/6.1/6.5/6.5+SP1 + Simulink 4/5. Обработка сигналов и изображений.- М.: СОЛОН-Пресс, 2005-592 с. **8.**http://www.matlab.exponenta.ru **9.** http://www.bosch.ru

Сдано в редакцию 18.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. СусловА.Г.

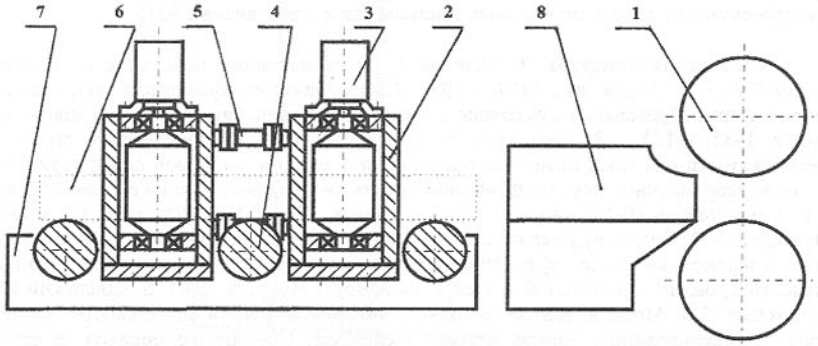
ОПРЕДЕЛЕНИЕ КИНЕМАТИЧЕСКИХ И ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК СОУДАРЕНИЯ ЗАГОТОВКИ И РОЛИКА ЗАДАТЧИКА МЕТАЛЛА В ВАЛКИ ПРОКАТНОЙ КЛЕТИ

Ручко В.Н., Журба В.В. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

In the article the features of dynamic interacting of bar and a roller of the mechanism for a feeding metal between the rollers of the rolling mill are analyzed. Theoretical basis of impact of rigid bodies is investigated. The sequence of definition of the parameters of kinematical and dynamic interaction of bar and a roller of the mechanism for a feeding of metal between the rollers of the rolling mill are presented.

Конструирование и расчет нового металлургического оборудования требует проведения всестороннего изучения особенностей его функционирования в процессе выполнения технологической операции (прокатки, резки, правки и т.д.) [1]. Дальнейшее увеличение скорости технологического процесса на современных прокатных станах вызывает в конструктивных элементах металлургических машин большие динамические нагрузки [2], которые приводят к аварийным отказам и простоям оборудования, снижая технические и технико-экономические показатели производства. Исследование особенностей динамического взаимодействия металла (блюмов, слябов, заготовок) с элементами металлургических машин и механизмов позволяет в значительной степени снизить влияние ударных нагрузок на прочностные характеристики деталей и узлов, что дает возможность предотвратить их поломку [3].

В качестве объекта исследования выбрана разработанная конструкция (рис.1) задатчика металла в валки прокатной клети [4], призванная решить задачу обеспечения надежного захвата металла валками с возможностью повышения производительности.



1 – валки прокатной клети; 2 – корпус задатчика; 3 – вертикальный ролик задатчика в сборе; 4 – ролик рольганга; 5 – траверса; 6 – заготовка; 7 – подводящий рольганг; 8 – вводная проводка.

Рис. 1. Конструкция задатчика металла в валки прокатной клети

Выполненные исследования [5] взаимодействия металла с вертикальными роликами задатчика (рис.1.) позволили получить лишь зависимость для определения необходимой силы прижатия роликов к металлу в момент его задачи в валки.

Для анализа динамического взаимодействия металла с вертикальными роликами составлена расчетная схема (рис. 2), позволяющая произвести исследование кинематических и динамических параметров соударения движущейся заготовки и роликов задатчика.

Согласно теореме о распределении скоростей при плоском движении тела [6], скорость точки M $\vec{v}_M$, принадлежащей ролику задатчика, равна векторной сумме скорости $\vec{v}_{O\,1}$ центра ролика 1 и относительной скорости точки M от вращения вокруг центра ролика $\vec{v}_{M-O}$ (рис. 2):

$$\vec{v}_M = \vec{v}_{O\ 1} + \vec{v}_{M-O} = \vec{v}_{O\ 1} + \vec{\omega}_1 \times \vec{r}_1, \qquad (1)$$

где ω_1 – угловая скорость вращения ролика;

r_1 – радиус вертикального ролика задатчика.

С другой стороны, принимая движение заготовки 2 переносным, согласно теореме сложения скоростей [6], скорость движения точи M $\vec{v}_M$ равна векторной сумме переносной $\vec{v}_e$ и относительной скоростей $\vec{v}_r$:

$$\vec{v}_M = \vec{v}_e + \vec{v}_r. \qquad (2)$$

Приравнивая выражения (1) и (2), получим:

$$\vec{v}_{O\ 1} + \vec{\omega}_1 \times \vec{r}_1 = \vec{v}_e + \vec{v}_r. \qquad (3)$$

Относительная скорость точки M $\vec{v}_r$ неизвестна ни по значению, ни по направлению. Проецируя равенство (3) на нормаль n и касательную τ к окружности ролика, получим:

$$0 + v_{1\ y} \cdot \cos\beta = v_{2\ x} \cdot \sin\beta + v_{r\ n}; \qquad (4)$$

$$\omega_1 \cdot r_1 - v_{1\ y} \cdot \sin\beta = v_{2\ x} \cdot \cos\beta + v_{r\ \tau}, \qquad (5)$$

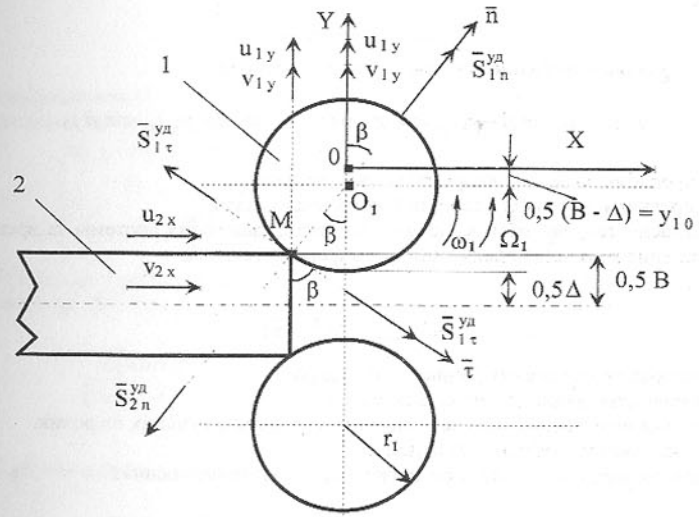


Рис. 2. Схема удара движущейся заготовки по ролику задатчика (вид сверху)

где β – угол соударения заготовки и ролика задатчика (косой удар):

$$\beta = \arccos\left(\frac{r_1 - [0{,}5 \cdot (B - \Delta)]}{r_1}\right), \qquad (6)$$

где B – ширина блюма (рис. 2);

Δ – величина зазора между роликами задатчика до удара.

$v_{1\,y}$ – проекция на ось OY скорости ролика в момент удара, $v_{1\,y} = 0$;

$v_{2\,x}$ – проекция на ось OX скорости заготовки в момент удара.

Откуда, используя кинематические зависимости, получим:

$$v_{r\ n} = v_{1\ y} \cdot \cos\beta - v_{2\ x} \cdot \sin\beta; \tag{7}$$

$$v_{r\ \tau} = -v_{1\ y} \cdot \sin\beta - v_{2\ x} \cdot \cos\beta. \tag{8}$$

В результате удара заготовки о ролик, последний совершает перемещение в направляющих опор со скоростью $v_{1\,y}$, определяемой через проекцию вектора скорости на нормаль n - $v_{r\,n}$, поэтому, для дальнейшего анализа используем лишь уравнение (7), определяющее величину $v_{r\,n}$.

Процесс соударения заготовки с роликом характеризуется коэффициентом восстановления при ударе k [6], учитывающим рассматриваемые условия:

$$k = \frac{u_{r\ n}}{\left|v_{r\ n}\right|}, \tag{9}$$

где $u_{r\,n}$ - проекция вектора скорости ролика после удара на нормаль n.

Или

$$u_{r\ n} = -k \cdot v_{r\ n}. \tag{10}$$

Подставляя выражение (7) в выражение (9), получим:

$$k \cdot (v_{2\ x} \cdot \sin\beta - v_{1\ y} \cdot \cos\beta) = (u_{1\ y} \cdot \cos\beta - u_{2\ x} \cdot \sin\beta), \tag{11}$$

где $u_{1\,y}$ – проекция на ось OY скорости ролика после удара;

$u_{2\,x}$ – проекция на ось OX скорости блюма после удара.

Согласно теореме об изменении количества движения системы за время удара [7], приращение количества движения ΔQ, определяется, как:

$$\Delta Q = \sum_{i=1}^{m} S_i = Q_2 - Q_1, \tag{12}$$

где Q_2 – количество движения ролика после удара;

Q_1 – количество движения ролика до удара;

ΣS_i – сумма импульсов S_i сил всех сил ($i = 1 \ldots m$), действующих на ролик.

На основании теоремы (12) будем иметь:

- для ролика, поступательное движение, относительно оси OY:

$$m_1 \cdot u_{1\ y} - m_1 \cdot v_{1\ y} = S_{1\ n} \cdot \cos\beta - f_{mp} \cdot S_{1\ n} \cdot \sin\beta; \tag{13}$$

- для заготовки, поступательное движение, относительно оси OX:

$$\frac{m_2}{n_1} \cdot u_{2\ x} - \frac{m_2}{n_1} \cdot v_{2\ x} = -S_{1\ n} \cdot \sin\beta - f_{mp} \cdot S_{1\ n} \cdot \cos\beta; \tag{14}$$

- для ролика, вращательное движение, относительно точки O_1:

$$J_{o\ 1} \cdot \Omega_1 - J_{o\ 1} \cdot \omega_1 = f_{mp} \cdot S_{1\ n} \cdot \sin\beta \cdot r_1, \tag{15}$$

где m_1 – масса ролика задатчика;

m_2 – масса блюма;

f_{mp} – коэффициент трения скольжения между заготовкой и роликом при ударе;

$S_{1\ n}$ – проекция на нормаль n ударного импульса от взаимодействия заготовки с роликом задатчика;

n_1 – количество роликов задатчика, воспринимающих массу заготовки m_2 при ударе;

Ω_1 – угловая скорость вращения ролика после удара;

$J_{o\,1}$ – момент инерции ролика относительно центра вращения т. O_1 [6]:

$$J_{o\ 1} = m_1 \cdot \rho^2, \tag{16}$$

где ρ – радиус инерции ролика задатчика [8]:

$$\rho = \frac{r_1}{2}. \tag{17}$$

В рассматриваемой схеме принято, что ролик до удара неподвижен ($\omega_1 = 0$), следовательно, выражение (15) можно представить как:

$$J_{o\ 1} \cdot \Omega_1 = f_{mp} \cdot S_{1\ n} \cdot \sin\beta \cdot r_1. \tag{18}$$

В выражениях (11, 13-15) параметры $u_{1\,y}$, $u_{2\,x}$, $S_{1\,n}$ и Ω_1 являются неизвестными. Для нахождения их рассмотрим систему трех линейных уравнений (11, 13 и 15):

$$\begin{cases} u_{1\ y} \cdot \cos\beta - u_{2\ x} \cdot \sin\beta = -k \cdot v_{1\ y} \cdot \cos\beta + k \cdot v_{2\ x} \cdot \sin\beta; \\ u_{1\ y} \cdot m_1 - S_{1\ n} \cdot (\cos\beta - f \cdot \sin\beta) = m_1 \cdot v_{1\ y}; \\ u_{2\ x} \cdot \dfrac{m_2}{n_1} + S_{1\ n} \cdot (\sin\beta - f \cdot \cos\beta) = \dfrac{m_2}{n_1} \cdot v_{2\ x}. \end{cases} \tag{19}$$

Перепишем систему уравнений (19) в матричном виде $A \cdot x = b$ [9]:

- матрица системы A:

$$A = \begin{bmatrix} \cos(\beta) & -\sin(\beta) & 0 \\ m_1 & 0 & -[\cos(\beta) - f_{mp} \cdot \sin(\beta)] \\ 0 & m_2 & \sin(\beta) + f_{mp} \cdot \cos(\beta) \end{bmatrix} \tag{20}$$

- матрица правой части b:

$$b = \begin{bmatrix} k \cdot [-v_{1\ y} \cdot \cos(\beta) + v_{2\ x} \cdot \sin(\beta)] \\ m_1 \cdot v_{1\ y} \\ m_2 \cdot v_{2\ x} \end{bmatrix}. \tag{21}$$

Воспользуемся известным методом решения данного матричного уравнения [9] для определения параметров $u_{1\,y}$, $u_{2\,x}$ и $S_{1\,n}$:

$$x = A^{-1} \cdot b = \begin{bmatrix} u_{1\ y} \\ u_{2\ x} \\ S_{1\ n} \end{bmatrix}. \tag{22}$$

Выразим из выражения (18) последний недостающий параметр Ω_1:

$$\Omega_1 = \frac{f_{mp} \cdot S_{1\ n} \cdot \sin\beta \cdot r_1}{m_1 \cdot \left(\frac{r_1}{2}\right)^2}. \qquad (23)$$

На основании полученных выражений (6, 20 – 23), определим параметры, характеризующие момент первого соударения блюма с роликом, применительно к условиям непрерывно-заготовочного стана 850 / 610 / 550 ОАО «ЕМЗ» [10] :

– угол β соударения блюма и ролика задатчика (косой удар):

$$\beta = a\cos\left(\frac{r_1 - [0{,}5 \cdot (B - \Delta)]}{r_1}\right) = \\ = a\cos\left(\frac{0{,}175 - [0{,}5 \cdot (0{,}3 - 0{,}14)]}{0{,}175}\right) = 57{,}1 \quad \text{градусов}; \qquad (24)$$

– радиус инерции ролика задатчика ρ:

$$\rho = \frac{r_1}{2} = \frac{0{,}175}{2} = 0{,}0875 \quad м; \qquad (25)$$

– момент инерции ролика $J_{o\,1}$ относительно центра вращения т. O_1 :

$$J_{o\ 1} = m_1 \cdot \rho^2 = 250 \cdot 0{,}0875^2 = 1{,}91 \quad кг \cdot м^2; \qquad (26)$$

– проекция на ось OY скорости ролика после удара – $u_{1\,y}$; проекция на ось OX скорости блюма после удара – $u_{2\,x}$; проекция на нормаль n ударного импульса от взаимодействия блюма с роликом задатчика – $S_{1\,n}$:

- матрица системы A:

$$A = \begin{bmatrix} \cos(57{,}1) & -\sin(57{,}1) & 0 \\ 250 & 0 & -[\cos(57{,}1) - 0{,}3 \cdot \sin(57{,}1)] \\ 0 & 5 \cdot 10^3 & \sin(57{,}1) + 0{,}3 \cdot \cos(57{,}1) \end{bmatrix}; \qquad (27)$$

- матрица правой части b:

$$b = \begin{bmatrix} 0{,}4 \cdot [-0 \cdot \cos(57{,}1) + 2 \cdot \sin(57{,}1)] \\ 250 \cdot 0 \\ 5 \cdot 10^3 \cdot 2 \end{bmatrix}; \qquad (28)$$

откуда определяем требуемые параметры $u_{1\ y}$, $u_{2\ x}$ и $S_{1\ n}$, при помощи математического пакета MathCad 7.0 [11]:

$$x = A^{-1} \cdot b = \begin{bmatrix} 3{,}42 & м/с \\ 1{,}41 & м/с \\ 2{,}95 \cdot 10^3 & Н \cdot с \end{bmatrix}; \qquad (29)$$

– угловая скорость ролика после удара Ω_1:

$$\Omega_1 = \frac{f_{mp} \cdot S_{1\ n} \cdot \sin\beta \cdot r_1}{J_{c\ 1}} = \frac{0{,}3 \cdot 2{,}95 \cdot 10^3 \cdot \sin(57{,}1) \cdot 0{,}175}{1{,}91} = 67{,}6 \quad c^{-1}. \qquad (30)$$

Определив на основании выражений (24) - (30) параметры первого удара заготовки о ролик задатчика, получим зависимости для нахождения параметров $u_{1\,y}$ и S_{1y}, характеризующих дальнейшее движение заготовки, которое будет сопровождаться серией повторных соударений ролика о ее боковую поверхность.

В этом случае, скорость ролика после удара $u_{1\ y}$ при каждом последующем соударении можно оценить теорией прямого удара [7]:

$$u_{1\ y} = \frac{\frac{m_2}{n_1} \cdot (1+k) \cdot v_{2\ y} + (m_1 - k \cdot \frac{m_2}{n_1}) \cdot v_{1\ y}}{m_1 + \frac{m_2}{n_1}}. \qquad (31)$$

Поскольку $v_{2\,y} = 0$, следовательно, выражение (31) представим как:

$$u_{1\ y} = \frac{m_1 - k \cdot \frac{m_2}{n_1}}{m_1 + \frac{m_2}{n_1}} \cdot v_{1\ y}. \qquad (32)$$

Соответственно, значение ударного импульса $S_{1\,y}$, составит [12]:

$$S_{y\ 1} = \frac{m_1 \cdot \frac{m_2}{n_1}}{m_1 + \frac{m_2}{n_1}} \cdot (1+k) \cdot v_{1\ y}. \qquad (33)$$

Рассматриваемые в выражениях (32) и (33) параметры $u_{1\ y}$ и $v_{1\ y}$ при последующих соударениях претерпевают смысловые изменения. Параметр $u_{1\ y}$ по окончании текущего соударения и начале следующего соударения будет характеризовать уже величину скорости до удара $v_{1\,y}$.

Таким образом, в результате выполненных исследований определены кинематические и динамические характеристики особенностей первого соударения заготовки и ролика задатчика металла в валки прокатной клети, а также получены зависимости, позволяющие произвести дальнейшее исследование динамического взаимодействия заготовки и ролика задатчика при последующих их соударениях.

Список литературы: **1.** Большаков В.И. Проблемы металлургического машиноведения в деятельности ИЧМ // Металлургическая и горнорудная промышленность. -1999.- №5.- С. 99-101. **2.** Большаков В.И. Исследование динамических нагрузок металлургических машин // Защита металлургических машин от поломок. Сборник научных трудов. Мариуполь. – 1999. Вып. № 4. - С. 6-14. **3.** Большаков В.И., Цапко В.К. Проблемы защиты металлургических машин от поломок // Металлургическая и горнорудная промышленность. Днепропетровск: 1998. № 3. С. 89 – 91. **4.** Патент 9233 Україна, МПК[7] В 21 В 39 / 06. Задавач метала в калібри прокатної кліті: Ручко В.М., Руденко В.І. (Україна); ДонНТУ. - № u200501843; Заявл. 28.02.2005; Опубл. 15.09.2005, Бюл. № 9 2005 р.- 3 с. **5.** Ручко В.Н., Руденко В.И. Исследование взаимодействия раската с вертикальными роликами задатчика металла в валки

прокатной клети. "Прогрессивные технологии и системы машиностроения", Донецк, ДонНТУ, 2002г., Вып. № 23. С. 122-126. **6.** Добронравов В.В., Никитин Н.Н. Курс теоретической механики: Учебник для машиностроительных специальных вузов. – М. Высш. школа, 1983. – 575 с. **7.** Лойцянский Л.Г., Лурье А.И. Курс теоретической механики: В 2-х томах. Т.2. Динамика. – М.: Наука, 1983. – 640 с. **8.** Писаренко Г.С., Яковлев А.П., Матвеев В.В. Справочник по сопротивлению материалов. – К.: Наукова думка, 1988. - 736 с. **9.** Курош А.Г. Курс высшей алгебры. – М.: Наука, 1968. – 432 с. **10.** Производство заготовки на непрерывно-заготовочном стане «850-610-550». Технологическая инструкция (ТИ 235-П. 03-03-94). АО «Енакиевский металлургический завод». – Енакиево: ЦПиИ. – 1994. – 69 с. **11.** Дьяконов В.П. Справочник по MathCAD PLUS 7.0 PRO. – М.: СК Пресс, 1998. – 352 с. **12.** Кильчевский Н.А. Теория соударения твёрдых тел. - М-Л: Гостехиздат, 1949 – 255 с.

Сдано в редакцию 25.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Седуш В.Я.

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ МЕХАНИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Сидоров В.А., Сидоров А.В. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

In work on the basis of examples features of forecasting of a technical condition of mechanical systems are considered. It is determined, that destruction is answered with step, instant change of a technical condition, as conformity of physical processes occurring in units of the mechanism.

Прогнозирование технического состояния механических систем – одна из задач технической диагностики [1], как науки, и технического диагностирования, как процесса контроля технического состояния объекта. Определение технического состояния как совокупности признаков (параметров), характеризующих изменение свойств объекта в процессе эксплуатации [2] требует использования комплексного показателя технического состояния в качестве прогнозируемого параметра. Контроль изменения лишь одного из диагностических параметров часто приводит к ошибкам в прогнозировании технического состояния.

В работе на основании примеров «неудачного» прогнозирования рассматриваются особенности прогнозирования технического состояния механических систем.

Рассмотрим традиционный подход к решению задач прогнозирования. Прогнозирование технического состояния - это процесс определения технического состояния объекта на предстоящий интервал времени с учетом предыстории изменения параметров, характеризующих техническое состояние. Предыстория, положенная в основу прогноза, должна быть по продолжительности не менее времени прогноза.

Из трех методов инженерного прогнозирования (аналитического, вероятностного и статистической классификации) для практических целей диагностирования применяется разновидность аналитического прогнозирования. При этом используются в основном линейные функции или линейные функции с периодическим уточнением угла наклона [3]. Для краткосрочного прогноза в большинстве случаев используется линейная аппроксимация. Считается, что если известна скорость развития конкретной неисправности объекта, характеризуемая скоростью изменения значения

диагностического параметра, то возможна постановка прогноза. Практически, применение этих положений на практике приводит к возникновению аварийных ситуаций.

Оценка технического состояния винтового компрессора SAB-163NF проводилась по результатам вибромониторинга параметров общего уровня вибрации и периодически проводимого спектрального анализа вибрации. В течении 4 лет работы не было зарегистрировано значительных отклонений, уровень виброскорости был стабилен и не превышал 3,6…4,2 мм/с. За две недели до предполагаемой ревизии компрессора вибрация увеличилась в 2…3 раза до 8,0…12,0 мм/с в течении 3-х часов. Причина повышения вибрации – срез шпонки и проворачивание разгрузочного поршня на валу ведущего ротора (рис. 1). Одновременно работа с повышенной вибрацией в течение недели привела к увеличению осевой нагруженности упорного шарикоподшипника и появлению осповидного выкрашивания беговых дорожек подшипника (рис. 2).

Причина (разрушение шпонки) и следствие (осповидное выкрашивание беговой дорожки подшипника) были однозначно определены в результате визуального осмотра после разборки компрессора. Увеличение вибрации по результатам измерений предсказать было невозможно из-за отсутствия тенденций к повышению вибрации.

Рис.1. Следы среза шпонки и проворачивания разгрузочного поршня

При эксплуатации аналогичного по конструкции механизма – винтового компрессора GRAM-111 общий уровень виброскорости не превышал 2,8 мм/с. Это соответствует для машин данного класса (мощностью до 300 кВт, установленных на отдельных фундаментах) зоне В. Машины, попадающие в эту зону, обычно считают пригодными для дальнейшей эксплуатации без ограничения сроков (по рекомендациям стандарта ГОСТ ИСО 10816). В результате абразивного износа опорного шарикоподшипника ведущий ротор сместился на недопустимое значение. Результат - износ корпуса компрессора на 3,0 мм в течении 2-х недель. Разрушение сопровождалось изменением характера шума и увеличением параметра огибающей виброускорения в диапазоне от 10 кГц до 30 кГц в пределах допустимых значений на последних стадиях развития неисправности. Повреждение было выявлено по утечке смазочного материала через сальник и осевому люфту вала.

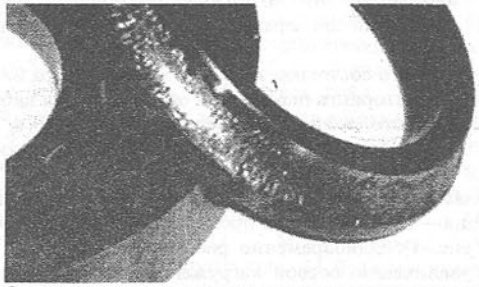


Рис. 2. Осповидное выкрашивание упорного подшипника

Контроль технического состояния многоступенчатого компрессора ТВ-175-1, 6М1-01 (рис. 3) участка энерговоздуходувной станции металлургического предприятия проводилась на протяжении ряда лет по параметрам общего уровня вибрации и результатам спектрального анализа. 12.09.04 – агрегат был включен без обдува свободного упорно-опорного подшипника вала воздуходувки; температура подшипника возросла до 80 ^{0}С, обдув был возобновлен.

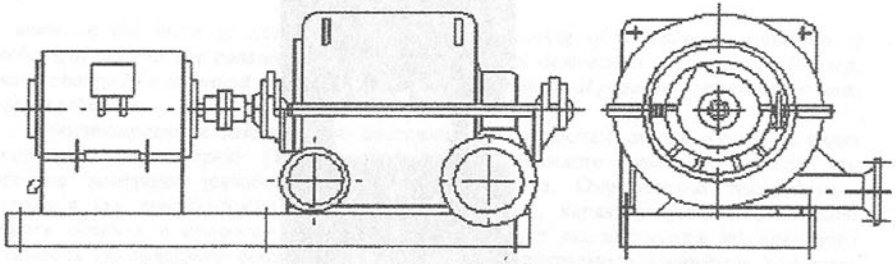


Рис. 3. Многоступенчатый воздушный турбокомпрессор ТВ-175-1

14.09.04 – проведено обследование технического состояния; виброускорение на упорно-опорном подшипнике уменьшилось в 2,5 раза, общий уровень вибрации уменьшился, в среднем, в 1,5…2,0 раза; отмечено повышение температуры подшипника до 65 ^{0}С (рис. 4).

16.09.04 – в 5.40 было отмечено резкое повышение шума; стабильная температура начала расти от 50 ^{0}С до 55 ^{0}С; агрегат был выключен в 5.48 кнопкой аварийной остановки. Остановка сопровождалась появлением дыма на стороне свободного подшипника вала воздуходувки. Проведен осмотр агрегата. Обнаружено: разрыв сепаратора (сепаратор надвинулся на крышку подшипника), часть роликов изменила ориентацию в пространстве, на них были замечены визуально различимые повреждения (рис. 5), смазка расплавилась и стекла в нижнюю часть подшипника, где и застыла, заполнив его на 1/3. При замене подшипника следов проворота на валу и в корпусе не обнаружено; на внутренней обойме подшипника – глубокие следы задиров и отпечатки роликов.

Рис. 4. Изменение среднеквадратичного значения виброускорения (м/с^2) на свободном подшипнике турбокомпрессора №4 (пунктиром обозначена линия тренда)

Изменение виброускорения на концевом упорно-опорном подшипнике турбокомпрессора описывается полиномом 6-й степени:

$$W = 3\cdot10^{-10}\cdot x^6 - 6\cdot10^{-5}\cdot x^5 + 5{,}7\cdot x^4 - 0{,}3\cdot10^6\cdot x^3 + 8\cdot10^9\cdot x^2 - 10^{14}\cdot x + 8\cdot10^{17}\ (\text{м/с}^2).$$

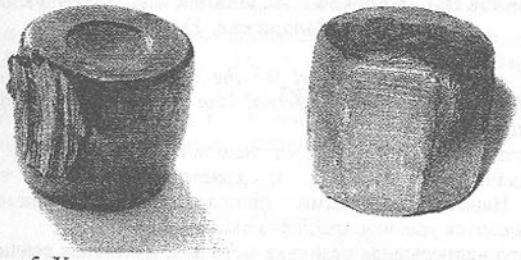


Рис. 5. Характер разрушения тел качения подшипника

Полученная зависимость указывает на полное отсутствие линейных зависимостей и невозможность прогнозирования при использовании традиционного подхода. Непосредственно перед аварией отмечено снижение данного параметра. В наибольшей степени последней стадии развития повреждения – разрушению соответствуют наибольшие градиенты в изменении контролируемого параметра. Техническое состояние (особенно подшипниковых узлов) очень редко изменяется постепенно. Наиболее часто отмечается ступенчатое, практически мгновенное изменение технического состояния, которое соответствует физическим процессам, происходящим в узлах механизма.

Выводы. Процессы изнашивания работающего оборудования зависят от качества технического обслуживания и технологических нагрузок. Эти зависимости носят детерминированный и стохастический характер. В процессе эксплуатации данные зависимости не могут быть точно определены. Неопределенным остается и предельное

значение диагностических параметров для различных видов повреждений. Так, например: износ сепаратора подшипника и недостаточное смазывание требуют различных ремонтных воздействий, имеющих разные временные приоритеты. Сроки ремонтных воздействий могут быть установлены путем математического моделирования неисправных состояний. На данном этапе целесообразно избирать фиксированные сроки диагностирования на основании опыта эксплуатации, исходя из среднего срока развития повреждений. Особое внимание следует уделять подготовке персонала к обнаружению признаков неисправностей субъективными методами. Это необходимо для своевременного распознавания и предупреждения последовательности развития повреждения с использованием приборных методов.

Список литературы: 1. Биргер И.А. Техническая диагностика. - М.: Машиностроение, 1978. - 240 с. 2. ГОСТ 20911-89. Техническая диагностика и контроль технического состояния изделий. Термины и определения. - М.: Изд-во стандартов, 1990. - 23 с. 3. Голуб Е.С., Мадорский Е.З., Розенберг Г.Ш. Диагностирование судовых технических средств: Справочник. - М.: Транспорт, 1993.- 150 с.

Сдано в редакцию 18.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

НЕПРЕРЫВНАЯ КРИСТАЛЛИЗАЦИЯ ТОНКИХ ПРУТКОВ ИЗ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

Скачков В.А., Колобов Г.А., Иванов В.И., Оверчук О.Р.
(ЗГИА, г.Запорожье, Украина)

The calculation of crystallizer is offered for the continuous casting of thin rods from aluminium alloys and the influence of external heat exchange conditions on its structural parameters is investigated.

Длина кристаллизатора зависит от условий теплоотдачи во внешнюю среду, условий теплоотдачи от расплава к кристаллизатору, а также материала кристаллизатора. Наиболее важными технологическими параметрами процесса вытяжки прутка являются условия внешнего охлаждения.

Известно, что непрерывная разливка металлов и сплавов реализуется процессом литья в кристаллизатор с получением крупногабаритных заготовок. При литье металла в длинный кристаллизатор его охлаждение осуществляется только через стенку кристаллизатора и мало отличается от литья в изложницу. Литье металла в короткий кристаллизатор характеризуется образованием в нем только наружной корочки, удерживающей металл от растекания, а основное его охлаждение осуществляется водой, подаваемой на металлическую заготовку, чем достигается резкое увеличение интенсивности охлаждения [1,2]. Кристаллизаторы для получения тонких прутков непрерывного или полунепрерывного литья не используют.

Для проведения непрерывной разливки тонких прутков из алюминиевых сплавов необходимо рассмотреть условия кристаллизации, а также рассчитать длину кристаллизатора с внешним охлаждением в среде жидкости или газа.

Непрерывная разливка тонких прутков из алюминиевых сплавов может быть реализована в металлическом трубчатом кристаллизаторе с внешним охлаждением в среде жидкости или газа. В зоне расплава температура алюминиевого сплава (T_p)

превышает температуру плавления ($T_{пл}$) на величину перегрева $T_{пр}$. Расчетная схема представлена на рис. 1.

При составлении уравнения баланса теплоты в области, ограниченной координатами $[X, X+dX]$ (см. рис.1), можно записать:

$$Q_X - Q_{X+dX} = dQ \ , \qquad (1)$$

где Q_X, Q_{X+dX} – поступление и отдача теплоты, кДж, в сечениях X и $X+dX$ соответственно; dQ – отвод теплоты через боковую поверхность кристаллизатора, кДж.

Величина параметра dQ определяется интенсивностью передачи теплоты от расплава к внутренней поверхности кристаллизатора ($dQ_{жст}$), по толщине его стенки (dQ_m) и от наружной поверхности кристаллизатора к внешней среде ($dQ_в$):

$$dQ = dQ_{жст} = dQ_m = dQ_в \ . \qquad (2)$$

Отдельные составляющие уравнения баланса теплоты (2) определяются как [3]:

$$dQ_{жст} = \alpha_{жст} \cdot \pi \cdot D_в \cdot (T - T_в)\, dX \ ; \qquad (3)$$

$$dQ_m = \frac{2\pi \cdot (T_в - T_н) \cdot \lambda}{\ell n \dfrac{D_н}{D_в}} dX \ ; \qquad (4)$$

$$dQ_в = \alpha_{тв} \cdot \pi \cdot D_н \cdot (T_н - T_c)\, dX \ , \qquad (5)$$

где $\alpha_{жст}$, $\alpha_{тв}$ – коэффициенты теплоотдачи от расплава к внутренней поверхности кристаллизатора и от наружной поверхности кристаллизатора к внешней среде соответственно, Вт/(м^2 ·К); $D_в$, $D_н$ – внутренний и наружный диаметр кристаллизатора, м, соответственно; λ – коэффициент теплопроводности материала кристаллизатора, Вт/(м · К); T, $T_в$, $T_н$, T_c – температура расплава, внутренней, наружной поверхности кристаллизатора и внешней среды, К, соответственно.

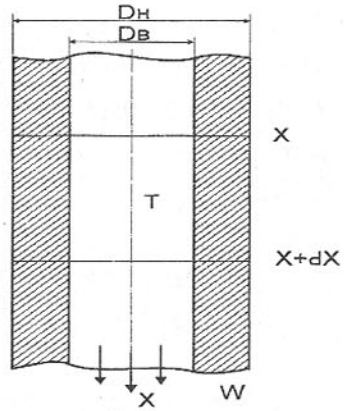


Рис. 1. Расчетная схема кристаллизации: X – координата по длине кристаллизатора; T – температура расплава; W – скорость течения расплава

При выводе уравнений (3) и (5) приняты условия теплообмена, основанные на законе Ньютона-Рихмана [3].

Исключая из вышеприведенной системы уравнений параметры $T_в$ и $T_н$, после несложных преобразований можно записать:

$$dQ = \frac{\pi \cdot (T - T_c)\, dx}{\dfrac{1}{\alpha_{жст} \cdot D_в} + \dfrac{1}{2\lambda} \cdot \ell n \dfrac{D_н}{D_в} + \dfrac{1}{\alpha_{тв} \cdot D_н}} . \qquad (6)$$

Разность тепловых потоков Q_X и Q_{X+dX} в уравнении баланса теплоты (2) определяется выражением:

$$Q_X - Q_{X+dX} = 0{,}25\pi \cdot D_в^2 \cdot c \cdot \rho \cdot W \frac{dT}{dX} dX , \qquad (7)$$

где c – теплоемкость расплава, кДж/(кг·К); ρ – плотность расплава, кг/м^3; W – линейная скорость течения расплава (скорость вытяжки прутка), м/с.

Подставляя выражения (6) и (7) в уравнение (1), можно записать:

$$\frac{dT}{dX} = \frac{4(T_c - T)}{c \cdot \rho \cdot W \cdot \left[\dfrac{D_в}{\alpha_{жст}} + \dfrac{D_в^2}{2\lambda} \cdot \ell n \dfrac{D_н}{D_в} + \dfrac{D_в^2}{\alpha_{тв} \cdot D_н} \right]} . \qquad (8)$$

Уравнение (8) получено для условий:

- теплоемкость расплава не зависит от температуры;
- скорость течения расплава по длине кристаллизатора постоянная;
- температура расплава равномерно распределена по диаметру кристаллизатора.

Граничное условие для уравнения (8) представляет равенство температуры в начале кристаллизатора и температуры зоны расплава:

$$T\big|_{X=0} = T_p . \qquad (9)$$

Решение уравнения (8) с учетом условия (9), запишется в виде

$$T = T_c + (T_p - T_c) \cdot exp\left(-\frac{4X}{c \cdot W \cdot D} \right) , \qquad (10)$$

где $D = \dfrac{D_в}{\alpha_{жст}} + \dfrac{D_в^2}{2\lambda} \cdot \ell n \dfrac{D_н}{D_в} + \dfrac{D_в^2}{\alpha_{тв} \cdot D_н}$.

В зоне кристаллизации $T = T_{кр}$. В этом случае минимальную длину кристаллизатора определяют с использованием выражения:

$$X_{min} = -0{,}25\, c \cdot \rho \cdot W \cdot B \cdot \ell n \left[\frac{T_{кр} - T_c}{T_p - t_c} \right] . \qquad (11)$$

Исходные данные для расчета минимальной длины медного кристаллизатора для получения тонких прутков из алюминиевых сплавов представлены в табл. 1.

Таблица 1 - Основные параметры системы «расплав-кристаллизатор»

$D_в$, мм	$D_н$, мм	ρ, г/см^3	c, кДж/(кг град)	T_p, К	$T_{кр}$, К	T_c, К	W, м/с
10,0	12,0	2,35	1,09	1073	936 [3]	303	0,30

Условия внешнего охлаждения при кристаллизации прутков из алюминиевых сплавов определяются коэффициентом теплоотдачи от наружной поверхности кристаллизатора к внешней среде $\alpha_{тв}$. Величина данного коэффициента изменяется в широких пределах в зависимости от внешнего теплоносителя. При расчетах значение коэффициента $\alpha_{тв}$ изменяли в пределах от 1,0 до 450 Вт/(м^2 · К) [1,3].

Другим параметром, характеризующим условия передачи теплоты в рассматриваемой системе, является коэффициент теплопроводности материала кристаллизатора λ. При расчетах значение данного теплофизического параметра изменяли в пределах 35,0-350 Вт/(м · К) (нижний предел изменения указанного коэффициента соответствует коэффициенту теплопроводности стали, верхний предел - коэффициенту теплопроводности меди [3]).

В табл. 2 представлены расчетные значения минимальной длины кристаллизатора в зависимости от изменения коэффициентов теплоотдачи $\alpha_{тв}$ и теплопроводности материалов кристаллизатора λ.

Таблица 2 - Зависимость минимальной длины кристаллизатора от коэффициентов теплоотдачи $\alpha_{тв}$ и теплопроводности материала кристаллизатора λ

Коэффициент теплоотдачи, $\alpha_{тв}$, Вт/(м^2 · К)	Длина кристаллизатора, X (мм)				
	коэффициент теплопроводности λ, Вт/(м·К)				
	35	116	198	280	360
1	314,6	314,6	313,6	313,1	312,5
20	175,7	175,7	174,7	173,7	173,5
45	172,4	172,3	171,3	170,5	170,3
90	170,6	170,6	169,6	169,2	169,0
185	169,7	169,7	169,3	169,0	168,8
300	169,4	169,3	169,0	168,8	168,2
350	169,3	169,3	169,0	168,2	167,9

Из анализа полученных результатов следует, что увеличение значений коэффициента теплоотдачи от наружной поверхности кристаллизатора к внешней среде обуславливает уменьшение минимальной длины кристаллизатора L_{min}. Существенное уменьшение величины параметра L_{min} зафиксировано при изменении коэффициента $\alpha_{тв}$ от 1,0 до 20 Вт/(м^2 · К). При последующем увеличении значений коэффициента $\alpha_{тв}$ [до 90 Вт/(м^2 · К)] имеет место незначительное уменьшение величины параметра L_{min}, а при значениях коэффициента теплоотдачи более 300 Вт/(м^2 · К) изменение минимальной длины кристаллизатора не наблюдается.

При увеличении коэффициента теплопроводности материала кристаллизатора λ улучшаются условия передачи теплоты от расплава к наружной поверхности кристаллизатора, однако его влияние на длину кристаллизатора значительно слабее, чем изменения коэффициента теплоотдачи $\alpha_{тв}$.

Согласно данным табл. 2, минимальная длина кристаллизатора L_{min} для получения тонких прутков из алюминиевых сплавов составляет 170 мм при значениях коэффициента теплоотдачи в пределах 100-230 Вт/(м^2 · К). Следует отметить, что

выбор материала для кристаллизатора с геометрическими размерами, указанными в табл. 1, существенного значения не имеет. Однако наиболее технологично выполнить кристаллизатор из меди или ее сплавов.

На рис. 2 представлена зависимость длины кристаллизатора от скорости разливки металла. Для расчетов принят диапазон измерения скорости разливки металла от 0,05 до 0,80 м/с; при $W = 0{,}36$ м/с, $L = 20$ см. Из графика следует, что при увеличении скорости разливки металла длину кристаллизатора необходимо увеличивать.

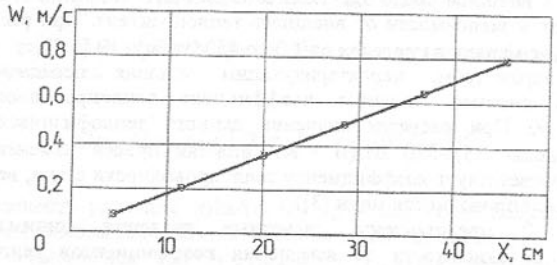


Рис. 2. Зависимость длины кристаллизатора от линейной скорости течения расплава

Выводы. Разработана методика расчета кристаллизатора, определено влияние теплофизических характеристик процесса внешнего охлаждения и материала кристаллизатора на его минимальную длину при непрерывной разливке тонких прутков из алюминиевых сплавов.

Список литературы: 1. Хахалин В.Д., Семко В.И., Смоляков А.Н. и др. Труболитейное производство. – М.: Металлургия, 1977. – 224 с.; 2. Гецелев З.Н., Балахонцев Г.А., Квасов Ф.И. и др. Непрерывное литье в электромагнитный кристаллизатор. - М.: Металлургия, 1983. – 152 с.; 3. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплоотдача. – М.: Энергия, 1981. – 416 с.; 4. Троицкий В.А., Железнов В.А. Металлургия алюминия. – М.: Металлургия, 1984. – 400 с.

Сдано в редакцию 23.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

РАСЧЕТ И ОПТИМИЗАЦИЯ СОЕДИНИТЕЛЬНЫХ ЛЕНТОЧНЫХ УПРУГИХ ЭЛЕМЕНТОВ МУФТЫ

Спруогис Б., Прентковский О. *(ВТУ им. Гедиминаса, г. Вильнюс, Литва)*

In paper the construction of coupling with tape elastic elements is described. The estimated circuit of researched coupling is presented. The mathematical model of researched coupling is created. The differential equations describing movement of coupling elements are submitted and solved. Optimization of elastic tape elements of researched coupling is presented. Results of computer experiment are presented.

1. Введение:

При увеличении скорости вращательного движения роторных систем увеличиваются динамические нагрузки. Технологический процесс изготовления каких-либо изделий не является однородным (ввиду неоднородности обрабатываемых материалов, посторонних примесей, заклинивания оборудования и т. п.), поэтому машины и оборудование иногда перегружаются. По этой причине выходят из строя двигатели.

Вращательное движение от двигателя к технологическому оборудованию передается передаточными механизмами, которые во множественных случаях соединяются муфтами. При перегрузке оборудования двигатели отключаются различными средствами.

Для такой цели создан целый ряд муфт [1-3] оригинальной конструкции с ленточными упругими элементами, которые расположены между ведущей и ведомой полумуфтами, имеющими кулачок определенной формы. Из-за напряжения в упругих лентах, кулачок имеет возможность прокручиваться на определенный угол, а сама муфта в таком случае – передать определенный крутящий момент. При превышении крутящим моментом заданного значения – кулачок прокручивается, не нарушая передачи крутящего момента. Угол поворота кулачка ведущей полумуфты по отношению к ведомой полумуфте может контролироваться конечным выключателем, который в случае превышения заданной величины крутящего момента отключает двигатель. Одна из основных задач – рассчитать упругие элементы предохранительной муфты и оптимизировать их параметры.

2. Конструкция муфты с ленточными упругими элементами:

Предохранительная муфта [1] с ленточными упругими элементами представлена на рис. 1. Муфта может быть использована в приводных устройствах для передачи крутящего момента при значительных осевых, радиальных и угловых смещениях соединяемых валов [2-6].

Предохранительная муфта (рис. 1) содержит ведущую полумуфту со ступицей 1 не круглой формой 2 в поперечном сечении, боковая поверхность которой в продольном сечении может быть выполнена бочкообразной по определенному радиусу кривизны ρ. Ведомая полумуфта содержит ступицу 3 с ободом 4 и установленные на ней, в направляющих элементах, упругие пластины 5.

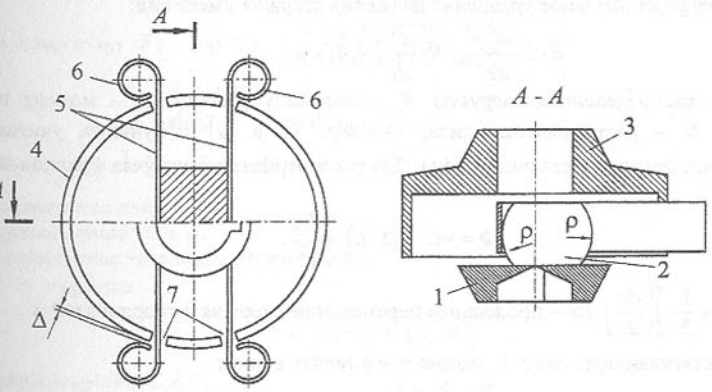


Рис. 1. Предохранительная муфта с ленточными упругими элементами

Концы пластин 5 имеют фиксирующие элементы 6 петлеобразной формы. Направляющие элементы могут быть выполнены в виде прорезей 7 со скругленными краями, расположенными на ободе. При этом фиксирующие элементы 6 установлены снаружи обода.

3. Математическая модель муфты с ленточными упругими элементами:

Для расчета муфт данного типа составлена математическая модель. Расчетная схема муфты с ленточными упругими элементами представлена на рис. 2.

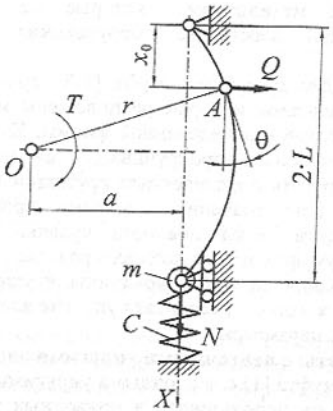


Рис. 2. Расчетная схема муфты с ленточными упругими элементами

Упругий элемент рассматривается как стержень со сосредоточенной массой m, имеющий на подвижном конце упругую продольную связь с жесткостью C, на который действует продольная растягивающая осевая сила N.

Длина стержня $2\cdot L$. Начальное расстояние стержня от центра вращения кулачка равно a, радиус кулачка r.

Дифференциальное уравнение движения стержня имеет вид:

$$E\cdot I\cdot\frac{d^4y}{dx^4}-N\cdot\frac{d^2y}{dx^2}+\Phi=q\,, \tag{1}$$

где: q – распределенная нагрузка; E – модуль упругости; I – момент инерции сечения; N – растягивающая сила; $\Phi=\Phi(x,\ y,\ \dot{y},\ \ddot{y})$ – функция, учитывающая нелинейные факторы различного рода. Для рассматриваемого случая функция Φ имеет вид:

$$\Phi=-C\cdot u(2\cdot L)\cdot\frac{d^2y}{dx^2}\,, \tag{2}$$

где: $u(x)\approx\frac{1}{2}\cdot\int\limits_0^x\left(\frac{dy}{dx}\right)^2dx$ – продольное перемещение стержня с координатой x.

Растягивающую силу N можно представить в виде:

$$N=F_0+F_1\,, \tag{3}$$

где: F_0 – начальное растяжение стержня; F_1 – центробежная сила, действующая на стержень:

$$F_1=\int\limits_0^L\rho\cdot A\cdot\omega^2\cdot(L-x)dx+m\cdot\omega^2\cdot L=\frac{1}{2}\cdot\rho\cdot A\cdot\omega^2\cdot L^2+m\cdot\omega^2\cdot L\,, \tag{4}$$

где: ρ – плотность материала; A – площадь поперечного сечения стержня; ω – угловая скорость вращения муфты.

Распределенную нагрузку q можно представить в виде:

$$q=q_0+q_1\cdot y(x)+Q\cdot\delta(x-x_0)\,, \tag{5}$$

где: $q_0=\rho\cdot A\cdot\omega^2\cdot a$; $q_1=\rho\cdot A\cdot\omega^2$; Q – поперечная сила, приложенная в точке x_0; $\delta(x-x_0)$ – единичная функция.

Для нахождения решения уравнения (1), функцию $y(x)$ можно представить в виде рядов:

$$y(x)=\sum_{i=1}^{\infty}c_i\cdot\sin(s\cdot x)\,, \tag{6}$$

где: $s=\frac{i\cdot\pi}{2\cdot L}$.

4. Решение дифференциальных уравнений движения:

Решение уравнения (1) находится, используя метод Галеркина [7], ограничиваясь одночленным приближением, т. е.:

$$y(x)=c_i\cdot\sin(s\cdot x)\,. \tag{7}$$

Подставив (7) в уравнение (1), получится:

$$\left(E\cdot I\cdot s^4+F\cdot s^2-q_1\right)\cdot c_i+\left(\frac{C}{4}\cdot s^3\cdot\left(2\cdot s\cdot L+\sin(2\cdot s\cdot L)\cdot\cos(2\cdot s\cdot L)\right)\right)\cdot c_i^3=$$
$$=\frac{2\cdot s\cdot\sin(s\cdot x_0)\cdot R}{2\cdot s\cdot L-\sin(2\cdot s\cdot L)\cdot\cos(2\cdot s\cdot L)}+\frac{2\cdot q_0\cdot(1-\cos(2\cdot s\cdot L))}{2\cdot s\cdot L-\sin(2\cdot s\cdot L)\cdot\cos(2\cdot s\cdot L)}\,, \tag{8}$$

или

$$a_i\cdot c_i+a_3\cdot C^3=a_{01}\,, \tag{9}$$

где: $a_0=a_{00}+a_{01}\cdot R$; $a_{00}=\frac{2\cdot q_0\cdot(1-\cos(2\cdot s\cdot L))}{2\cdot s\cdot L-\sin(2\cdot s\cdot L)\cdot\cos(2\cdot s\cdot L)}$;

$$a_{01}=\frac{2\cdot s\cdot\sin(s\cdot x_0)}{2\cdot s\cdot L-\sin(2\cdot s\cdot L)\cdot\cos(2\cdot s\cdot L)};\quad a_1=E\cdot I\cdot s^4+F\cdot s^2-q_1;$$

$$a_3=\frac{1}{4}\cdot C\cdot s^3\cdot\left(2\cdot s\cdot L+\sin(2\cdot s\cdot L)\cdot\cos(2\cdot s\cdot L)\right). \tag{10}$$

Исследуются два случая.

Первый случай: $C=0$.

В этом случае уравнение (9) имеет вид:

$a_i\cdot c_i=a_0$, или

$$c_i=\frac{a_0}{a_i}=\frac{1}{a_1}(a_{00}+a_{01}\cdot R)\,. \tag{11}$$

Второй случай: $C\neq 0$.

В этом случае решение кубического уравнения (9) имеет вид:

$$C_1 = \frac{-2\cdot\sqrt{\frac{P}{3}}}{\operatorname{tg}\left(2\cdot\operatorname{arctg}\left(\sqrt[3]{\operatorname{tg}\left(\frac{1}{2}\cdot\operatorname{arctg}\left(\frac{2}{q}\cdot\sqrt{\frac{P}{3}}\right)^3\right)}\right)\right)}, \tag{12}$$

где: $$P = \frac{a_1}{a_3}; \qquad q = -\frac{a_0}{a_3}. \tag{13}$$

Крутящий момент, передаваемый муфтой, определяется следующим образом:

$$T = z\cdot Q\cdot\frac{L - x_0 + f\cdot(a + y_0) - (a + y_0 - f\cdot(L - x_0))\cdot\operatorname{tg}\theta_0}{1 + f\cdot\operatorname{tg}\theta_0}, \tag{14}$$

где: f – коэффициент трения между упругим элементом и кулачком; z – число упругих элементов;

$$y_0 = y(x_0) = C_i\cdot\sin(s\cdot x_0); \tag{15}$$

$$\operatorname{tg}\theta_0 = \frac{dy(x - x_0)}{dx} = C_i\cdot s\cdot\cos(s\cdot x_0); \tag{16}$$

Q – поперечная сила, действующая на упругий элемент в контакте с кулачком.

Для первого случая Q определяется:

$$Q = \frac{a_1\cdot y(x_0) - a_{00}\cdot\sin(s\cdot x_0)}{a_{01}\cdot\sin(s\cdot x_0)}. \tag{17}$$

Для второго случая Q определяется:

$$Q = -\frac{2\cdot a_3\cdot\sqrt{x^3} + A\cdot a_{00}}{A\cdot a_{01}}, \tag{18}$$

где: $$A = \operatorname{tg}\left(2\cdot\operatorname{arctg}\left(\operatorname{tg}^3\left(\frac{1}{2}\cdot\operatorname{arctg}\left(-\frac{2\cdot\sin(s\cdot x_0)}{y(x_0)}\cdot\sqrt{\frac{P}{3}}\right)\right)\right)\right); \tag{19}$$

$$x = \frac{P}{3}.$$

Изгибающий момент в упругом элементе в сечении $x \ge x_0$ определяется:

$$M(x) = e_0(x) + Q\cdot e_1(x), \tag{20}$$

где: $$e_0(x) = \frac{1}{2}\cdot x\cdot\left(2\cdot L\cdot q_0 + \frac{C_i\cdot q_1}{s}\cdot(1 + \cos(2\cdot s\cdot L))\right) - \frac{1}{2}\cdot q_0\cdot x^2 -$$

$$-\frac{1}{s}\cdot q_1\cdot C_i\cdot x + \frac{1}{s^2}\cdot q_1\cdot C_i; \tag{21}$$

$$e_1(x) = \frac{(2\cdot L - x)\cdot x_0}{2\cdot L}. \tag{22}$$

5. Результаты компьютерного эксперимента:

На рис. 3 представлены зависимости $T = T(\varphi)$, $M = M(\varphi)$ и $X = X(\varphi)$ при различной изгибной жесткости $E\cdot I/L^3$ упругого элемента, где T – крутящий момент; M – изгибающий момент; X – x координата, при которой изгибающий момент $M(x)$ – максимальный; φ – угол закручивания муфты. Из рис. 3 видно, что крутящий момент T имеет экстремум (максимум). Рабочая зона муфты находится в интервале $(0,\ \varphi_0)$, где φ_0 – угол закручивания при котором T максимален. Справа от максимума – нерабочая зона.

На рис. 4 представлены зависимости $T = T(\varphi)$, $M = M(\varphi)$ и $X = X(\varphi)$ при различном начальном осевом натяжении F_0. С увеличением осевого натяжения – крутящий момент увеличивается.

На рис. 5 представлены зависимости $T = T(\varphi)$, $M = M(\varphi)$ и $X = X(\varphi)$ при различной длине упругого элемента L. С увеличением длины упругого элемента – крутящий момент уменьшается.

На рис. 6 представлены зависимости $T = T(\varphi)$ и $M = M(\varphi)$ при различной угловой скорости вращения ω муфты. С увеличением угловой скорости вращения – передаваемый муфтой крутящий момент уменьшается.

На рис. 7 представлены зависимости $T = T(\varphi)$, $M = M(\varphi)$ и $X = X(\varphi)$ при различной жесткости C пружины. С увеличением жесткости – крутящий момент увеличивается.

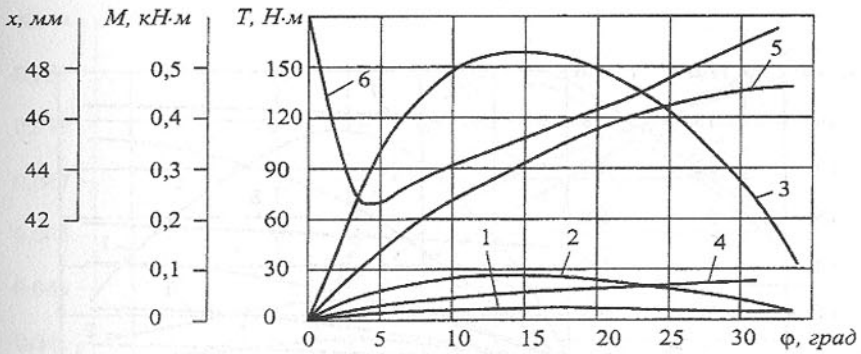


Рис. 3. Зависимость крутящего момента T, изгибающего момента M и координаты X от угла закручивания φ муфты при различной изгибной жесткости $E\cdot I/L^3$ упругого элемента: T – кривые 1, 2, 3; M – кривые 4, 5; X – кривая 6; кривые 1, 4 – $E\cdot I/L^3 = 1{,}4\cdot 10^3$ Н/м; кривые 2, 5 – $E\cdot I/L^3 = 8{,}6\cdot 10^4$ Н/м; кривая 3 – $E\cdot I/L^3 = 6{,}3\cdot 10^5$ Н/м; $r = 0{,}03$ м; $a = 0{,}025$ м; $b = 0{,}02$ м; $h = 0{,}003$ м; $\omega = 50$ рад/с; $C = 0$ Н/м; $F_0 = 0$ Н; $z = 1$

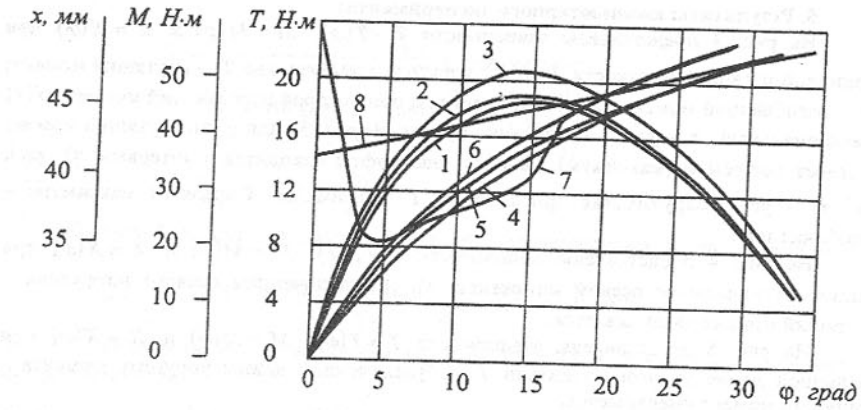


Рис. 4. Зависимость крутящего момента T, изгибающего момента M и координаты X от угла закручивания φ муфты при различном начальном осевом натяжении F_0: T – кривые 1, 2, 3; M – кривые 4, 5, 6, 7; X – кривая 8; кривые 1, 4, 7 – $F_0 = 0$ Н; кривые 2, 5 – $F_0 = 10^2$ Н; кривые 3, 6, 8 – $F_0 = 10^3$ Н; $E \cdot I / L^3 = 7{,}56 \cdot 10^4$ Н/м; $r = 0{,}03$ м; $a = 0{,}025$ м; $b = 0{,}02$ м; $h = 0{,}003$ м; $\omega = 50$ рад/с; $C = 0$ $Н/м$; $z = 1$

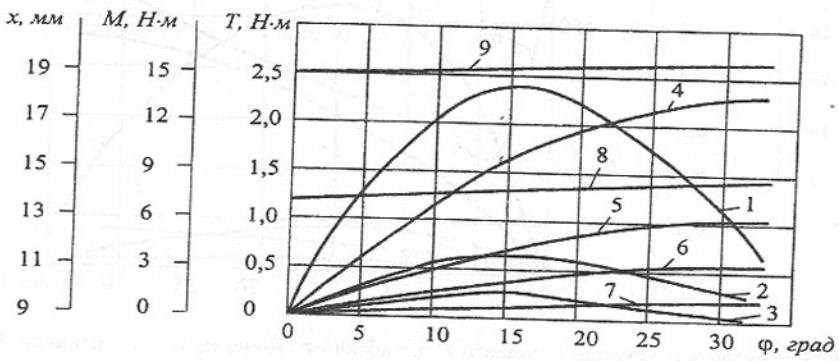


Рис. 5. Зависимость крутящего момента T, изгибающего момента M и координаты X от угла закручивания φ муфты при различной длине L упругого элемента: T – кривые 1, 2, 3; M – кривые 4, 5, 6; X – кривые 7, 8, 9; кривые 1, 4, 7 – $L = 0{,}10$ м; кривые 2, 5, 8 – $L = 0{,}15$ м; кривые 3, 6, 9 – $L = 0{,}20$ м; $r = 0{,}03$ м; $\omega = 50$ рад/с; $C = 0$ $Н/м$; $z = 1$

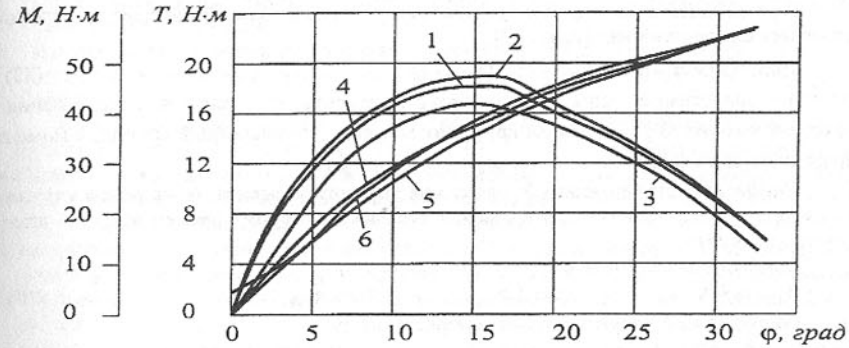


Рис. 6. Зависимость крутящего момента T и изгибающего момента M от угла закручивания φ муфты при различной угловой скорости вращения ω: T – кривые 1, 2, 3; M – кривые 4, 5, 6; кривые 1, 4 – $\omega = 0$ рад/с; кривые 2, 5 – $\omega = 50$ рад/с; кривые 3, 6 – $\omega = 100$ рад/с; $E \cdot I / L^3 = 7{,}56 \cdot 10^4$ Н/м; $r = 0{,}03$ м; $a = 0{,}025$ м; $b = 0{,}02$ м; $h = 0{,}003$ м; $C = 0$ $Н/м$; $z = 1$

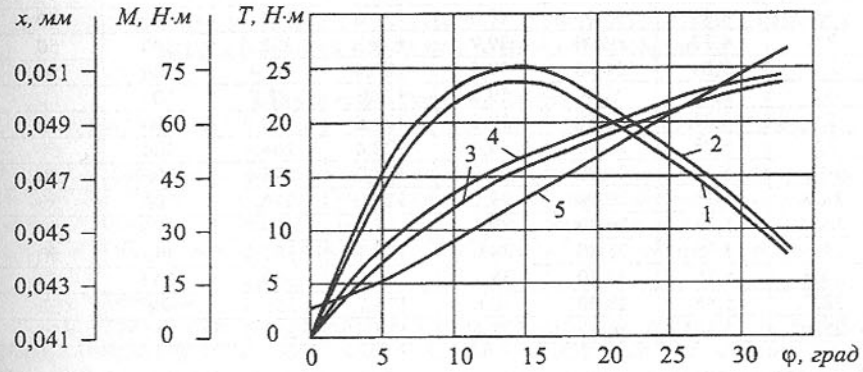


Рис. 7. Зависимость крутящего момента T, изгибающего момента M и координаты X от угла закручивания φ муфты при различной жесткости C пружины: T – кривые 1, 2; M – кривые 3, 4; X – кривая 5; кривые 1, 3 – $C = 10^4$ $Н/м$; кривые 2, 4 – $C = 10^5$ $Н/м$; кривая 5 – $C = 10^6$ $Н/м$; $\omega = 50$ рад/с; $E \cdot I / L^3 = 7{,}56 \cdot 10^4$ Н/м; $r = 0{,}03$ м; $a = 0{,}025$ м; $b = 0{,}02$ м; $h = 0{,}003$ м; $z = 1$

6. Оптимизация параметров упругих элементов муфты:

При оптимизации муфты с ленточными упругими элементами целевая функция принимает следующий вид [2, 3, 5, 7]:

$$\min F(x) = \alpha_1 \cdot (\sigma - [\sigma])^2 + \alpha_2 \cdot (T - [T])^2; \quad (23)$$

где: $[\sigma]$ – допустимые напряжения в упругом элементе; σ – расчетные напряжения в упругом элементе; $[T]$ – заданный крутящий момент; T – расчетный крутящий момент, определяемый по формуле (14); α_1, α_2 – коэффициенты.

Параметры оптимизации: h – толщина упругого элемента; b – ширина упругого элемента; a – расстояние от оси вращения кулачка до упругого элемента; $2 \cdot L$ – длина упругого элемента.

Основные ограничения:

$$h_{\min} \le h \le h_{\max}; \quad b_{\min} \le b \le b_{\max}; \quad a_{\min} \le a \le a_{\max}. \quad (24)$$

Напряжения в упругом элементе определяются:

$$\sigma = \frac{F}{A} + \frac{M}{W}; \quad (25)$$

где: $$A = b \cdot h; \quad W = \frac{b \cdot h^3}{6}. \quad (26)$$

В таблице представлены результаты оптимизации при $F_0 = 0$ Н и $C = 0$ Н/м.

Таблица 1 - Результаты оптимизации параметров упругих элементов муфты

T/z	h, мм	b, мм	a, мм	x_0, мм	σ, МПа	$2 \cdot L$, мм	ω, рад/с
1,0	4,59	50,00	40,4	124,0	154,3	300	50
2,0	4,77	10,00	39,9	124,2	202,0	300	50
2,5	5,20	24,60	39,5	120,4	61,4	300	50
4,0	5,23	23,40	39,6	121,3	88,7	300	50
5,0	5,24	23,60	39,6	121,8	128,0	300	50
7,5	5,25	23,80	39,4	122,4	164,8	300	50
10,0	5,29	24,26	39,3	123,2	225,0	300	50
12,5	5,31	24,80	39,2	124,0	276,2	300	50
15,0	5,33	24,80	39,1	125,0	320,5	300	50
17,5	5,35	25,80	39,0	125,9	381,0	300	50
20,0	5,55	27,30	38,8	125,0	369,3	300	50
22,5	5,86	28,00	38,6	123,7	350,6	300	50
25,0	5,40	36,40	38,4	124,3	359,0	300	50

6. Выводы:

1. Предохранительные муфты с ленточными упругими элементами по результатам теоретических и экспериментальных исследований, а также по показателям внедрения в промышленности, обеспечивают:
   - надежность работы механизмов без нарушения соединительных звеньев при перегрузках;
   - долговечность всего агрегата;
   - простоту технологии изготовления, сборки и обслуживания.

2. Предохранительные муфты с ленточными упругими элементами отличаются простотой конструкции
3. Изготовление ленточных упругих элементов позволяет создать муфты со ступенчато-изменяемой жесткостью и на порядок повысить несущую способность муфты.

Список литературы: **1.** А. с. № 1449732 СССР. Предохранительная муфта. Спруогис Б. и др. Опубл. в БИ № 1, 1989. **2.** Спруогис Б. Устройства для передачи и стабилизации вращательного движения: Монография. - Вильнюс: Техника, 1997. – 476 с. **3.** Ragulskis K., Spruogis B., Ragulskis M. Transformation of Rotational Motion by Inertia Couplings. Monograph. - Vilnius: Technika, 1999. - 236 p. **4.** Спруогіс Б., Прентковський О. З'єднання валів для стабілізації обертального руху. *Машиностроение и техносфера XXI века: сборник трудов XII международной научно-технической конференции: 12-17 сентября 2005 г. в городе Севастополе*, Т. 3. - Донецк, 2005. - с. 206-209. **5.** Спруогис Б., Турла В. Расчет и оптимизация параметров элементов устройств для передачи вращательного движения. *Fourth International Congress Mechanical Engineering Technologies'04 (MT'04) September 23-35. 2004 Varna, Bulgaria: proceedings.* Vol. 6. - Sofia, 2004. - с. 100-103. **6.** Федосеев В. И. Сопротивление материалов. - Москва: Наука, 1972. - 544 с. **7.** Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. - Москва: Наука, 1968. - 720 с.

Сдано в редакцию 31.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ РАБОТЫ УПРУГОГО КОЛЬЦЕОБРАЗНОГО ЭЛЕМЕНТА ДЛЯ ВИБРОИЗОЛИРУЮЩИХ МУФТ

Спруогис Б., Турла В., Якштас А.
(*Вильнюсский технический университет им. Гедиминаса, г.Вильнюс, Литва*)

The article deals with the elastic couplings the rigidity of which increases suddenly when a certain value of torque is in steps. This is obtained by changing the deformation conditions of the elastic element or by excluding the latter from the transmission on load. The transition conditions from one state to the other are main parameters of the couplings are presented.

1. Введение

В разных отраслях промышленности применяются приводы, в которых употребляются муфты для соединения валов. При этом муфты должны компенсировать несоосность соединяемых валов, изолировать валопровод от вредных вибраций, толчков и ударов.

Современные быстродействующие и производительные машины должны обеспечивать высокое качество выпускаемой продукции. Поэтому они должны работать стабильно, в них должны быть исключены или минимизированы толчки, удары и вибрации. В таких машинах должны применяться стабилизирующие устройства вращательного движения, с помощью которых исключаются вышеуказанные вредные воздействия.

В данной работе рассматриваются стабилизирующие устройства вращательного движения в виде упругоцентробежных муфт, от которых во многом зависит

динамическое состояние машины. Режим работы машины подчас обуславливают требования, предъявляемые к муфтам. Так, в одних случаях основным назначением муфты является обеспечение надежной виброизоляции механизмов, а в других – передача максимального крутящего момента при определенных габаритах, при этом проблема виброизоляции отходит на второй план. В первом случае муфта обычно должна обладать минимальной жесткостью, хорошей податливостью. Во втором – главное условие ее надежной работы – это прочность всех деталей. Известны конструкции муфт, которые хорошо работают в одном режиме и становятся малопригодными в другом. Назначение описываемых муфт – обеспечить одинаковую работоспособность в сбоих режимах. Требуемая податливость в этих муфтах обеспечивается упругим элементом, а изменение жесткости при определенной нагрузке – исключением этого элемента из передачи момента или изменением условий его деформирования [1, 2, 3, 4, 5].

2. Муфты с упругими кольцевыми элементами

В первом случае (рис. 1) муфта представляет собой комбинацию кольцевой и зубчатой муфт. При небольшом крутящем моменте нагрузка передается через упругое кольцо. Применяемое в муфте зубчатое зацепление отличается от обычного тем, что в венцах устранен каждый второй зуб. Полумуфты расположены таким образом, что при отсутствии нагрузки зазор между зубьями максимальный и зубья могут войти в контакт лишь при определенной величине крутящего момента. При передаче крутящего момента в кольце возникают нормальные напряжения, вызываемые четырьмя факторами [6]:

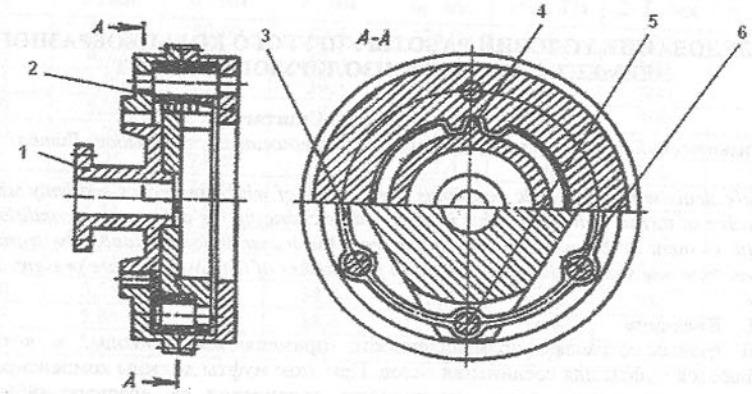


Рис. 1. Конструктивная схема кольцевой зубчатой муфты: 1 – ведущая полумуфта; 2 – ведомая полумуфта; 3 – упругое кольцо; 4- зубчатое зацепление; 5 – палец для соединения упругого кольца с ведущей полумуфтой; 6 – палец для соединения кольца с ведомой полумуфтой

а) изгибающим моментом, который создается полезной нагрузкой

$$M_B = a \cdot M_T, \tag{1}$$

где a – коэффициент, зависящий от n – числа пальцев, равномерно расположенных в каждой из полумуфт (например, $a = 0{,}0908$ при $n = 2$, $a = 0{,}0245$ при $n = 3$, M_T - передаваемый муфтой крутящий момент;

б) продольной силой в кольце:

$$N_{ar} = \frac{M_R}{2\pi R}, \tag{2}$$

где R – радиус расположения пальцев;

в) изгибающим моментом, который вызывается центробежными силами кольца [3, 6]

$$M_{BL} = \left(\frac{1}{2\alpha} - \frac{1}{2\sin\alpha} + \frac{1}{2} tg\frac{\alpha}{2}\right)\chi R, \tag{3}$$

где $\alpha = \pi / n$, $\chi = \dfrac{qR^2\omega^2}{A + \dfrac{FR^2}{I_x}B}$, χ - сила радиальной реакции в пальцах, q - погонная масса кольца, ω - частота вращения муфты, F - площадь поперечного сечения кольца, I_x - момент инерции сечения кольца относительно центральной оси, перпендикулярной плоскости изгиба кольца, A и B - коэффициенты, зависящие от n ($A = 0{,}3926$, $B = 0{,}0744$ при $n = 2$; $A = 0{,}4933$, $B = 0{,}05708$ при $n = 3$);

г) продольной силой кольца, которая вызывается центробежными силами:

$$N_{LC} = qR^2\omega^2 - \frac{\chi}{2} ctg\frac{\alpha}{2}. \tag{4}$$

Наибольшие напряжения в кольце возникнут в месте его соединения с пальцами ведущей полумуфты, поэтому условие прочности кольца:

$$\sigma = \frac{M_l + M_{BL}}{W_x} + \frac{N_{LC} - N_L}{F} \le \sigma_{adm}, \tag{5}$$

где W_x - момент сопротивления сечения кольца, σ_{adm} - допускаемые напряжения при изгибе материала кольца.

Крутильная жесткость кольца:

$$C_R = b\frac{EI_x}{R}, \tag{6}$$

здесь b - зависящий от n коэффициент ($b = 52{,}9$ при $n = 2$, $b = 463$ при $n = 3$), E - модуль упругости материала кольца.

Естественно, что с целью наиболее рационального использования кольца и обеспечения минимальной жесткости M_T должен немного превысить значение, при котором вступают в контакт зубья. На основании этих соображений получаем соотношение для определения конструктивных параметров кольца:

$$\frac{\sigma_{adm} W_x R}{a \cdot b \cdot EI_x} = k\frac{\pi}{z_f}, \tag{7}$$

где k - коэффициент запаса, принимаемый равным 1,2 – 1,5, $z_f = d/m$, d, m - делительный диаметр и модуль зубчатого зацепления, параметры которого определяются по известным зависимостям, исходя из условия передачи максимального крутящего момента.

Чтобы обеспечить меньшую осевую жесткость муфты, кольцо изготовлено из отдельных листов.

В том случае, когда переход от одного режима к другому осуществляется путем изменения условий деформации кольца, в конструкцию муфты вводятся дополнительные опоры (рис. 2), ограничивающие приближение к оси вращения растягиваемых частей упругого элемента. Чтобы последние вошли в контакт с кольцом на большом участке, опорам придается форма, близкая к форме растягиваемых участков. Этим значительно сокращается изгибающий момент, создаваемый окружной силой, и примерно на порядок повышается несущая способность муфты, так как напряжения изгиба от упомянутого момента составляют наибольшую часть напряжений в упругом кольце. После соприкосновения окружная сила при своем возрастании вызывает практически лишь напряжения растяжения.

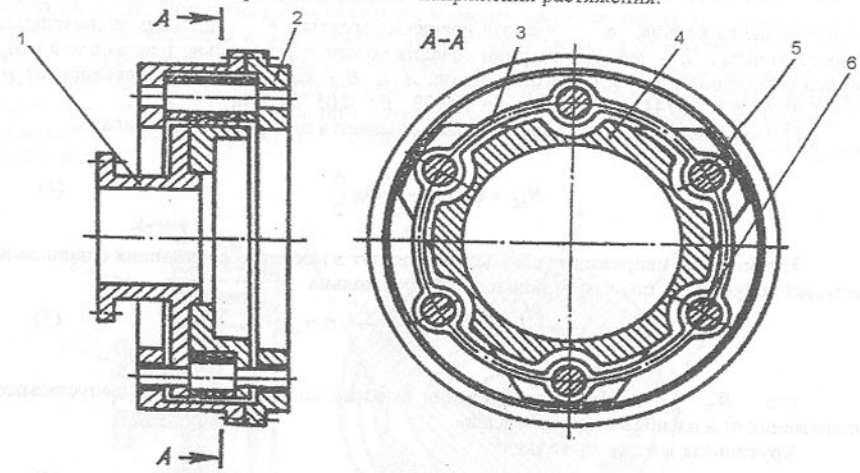


Рис. 2. Конструктивная схема муфты с дополнительными опорами: 1 - ведущая полумуфта; 2 – ведомая полумуфта; 3 – упругое кольцо; 4 – дополнительная опора; 5 – палец для соединения упругого кольца с ведущей полумуфтой; 6 – палец для соединения кольца с ведомой полумуфтой

Для определения профиля опоры необходимо рассчитать смещение пальцев ведущей полумуфты и радиальное смещение середины растягиваемых дуг кольца. Последнее определяется при помощи теории кривых стержней методом фиктивной силы, т.е. исследуется деформация одной шестой кольца под воздействием окружной силы T и P, приложенной к середине дуги. Смещение в направлении силы P

$$\sigma_P = \frac{R^3}{EI_x}(0{,}00699T - 0{,}0453P). \qquad (8)$$

При $P = 0$ получим смещение середины кольца в момент соприкосновения с опорой (при заданной величине нагрузки перехода во второй режим). Эта же зависимость применима для ориентировочного определения силы взаимодействия опоры и кольца, так как она служит причиной возникновения сил трения, сказывающих значительное влияние на работу муфты во втором режиме.

Подробное изучение условий работы муфты показало, что если дуга прилегает к опоре вдоль всей длины, резко сокращаются компенсационные возможности и усложняется нагрузка на кольцо. Поэтому наиболее приемлемым является случай, когда с опорой соприкасается 0,3 – 0,5 длины растягиваемой дуги. При конструктивных расчетах можно принять, что радиальное смещение сечения дуги пропорционально расстоянию сечения от оси соединительного пальца, а профиль средней части опоры ограничить окружностью, радиус которой определяется путем несложных геометрических расчетов.

Если такая муфта применяется в высокоскоростных приводах, само кольцо может служить причиной дополнительного дебаланса вследствии отклонений размеров сечения в пределах допуска. Необходимо оценить влияние деформации кольца на изменение центробежных сил. Если рассмотрим отдельно растягиваемые и сжимаемые части одной трети кольца, придем к следующим уточненным значениям центробежных сил (рис. 3):

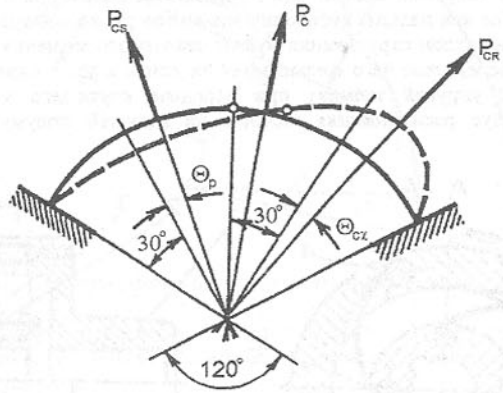


Рис. 3. Центробежные силы в деформированной трети кольца

$$P_{CS} = 0{,}0929\frac{\pi R^4 \rho F \omega^2 T}{EI_x},$$
$$P_{CR} = 0{,}1168\frac{\pi R^4 \rho F \omega^2 T}{EI_x}. \qquad (9)$$

Расчеты при различных значениях нагрузок, скорости вращения и размеров кольца показали, что зависимость разницы углов отклонения равнодействующих цетробежных сил от середины соответствующих дуг (разница углов θ_P и $\theta_{C\chi}$ на рис. 3) незначительна, поэтому в любом случае ранодействующая центробежных сил трети

кольца может быть определена по правилам векторного суммирования сил P_{CS} и P_{CR}, если принять, что угол между ними равен 120^0, т.е.:

$$P_C = 0{,}1672\frac{\pi R^4 \rho F \omega^2 T}{EI_x}. \qquad (10)$$

Отклонения размеров сечения кольца наибольший дебаланс вызовет в том случае, когда площадь сечения по всей длине одной трети максимальна, а по всей остальной длине кольца – минимальна (или наоборот). В этом случае радиальная сила, вызывающая дебаланс:

$$P_D = 0{,}1672\frac{\pi R^4 \rho \omega^2 T}{EI_x}\Delta F, \qquad (11)$$

где ΔF - разность площадей сечения.

3. Муфты с дугообразными упругими элементами

Переменной жесткостью обладает также муфта с дугообразными упругими элементами [7] (рис. 4). В этой муфте ведущая и ведомая полумуфты 1, 2 соединены дугообразными упругими элементами 3, прикрепленными при помощи пальцев 4, 5 к полумуфтам. Так как пальцы крепления элементов расположены в выемках полумуфт, при превышении углом скручивания муфты некоторого значения часть дуг упирается в край выемки, вследствие чего сокращается их длина и увеличивается жесткость самой муфты. Чтобы упругий элемент при передаче крутящего момента был меньше нагружен, радиус расположения пальцев на ведущей полумуфте больше, чем на ведомой.

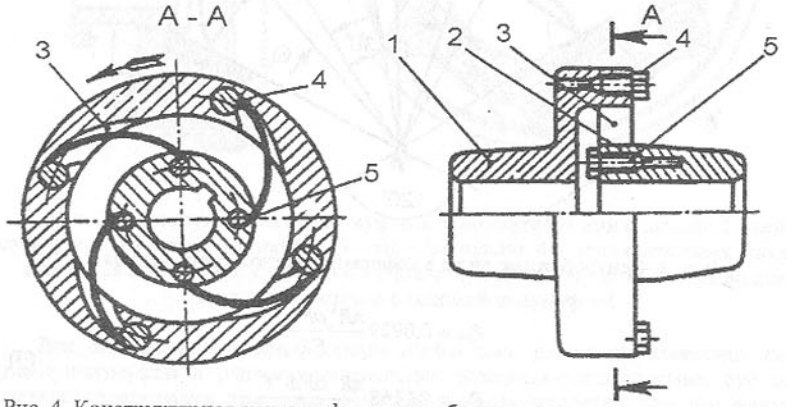


Рис. 4. Конструктивная схема муфты с дугообразными упругими элементами: 1 - ведущая полумуфта; 2 – ведомая полумуфта; 3 – дугообразные упругие элементы; 4, 5 – пальцы для соединения дугообразных упругих элементов с полумуфтами

На рис. 5 представлена расчетная схема одного упругого элемента. Окружная сила T направлена вдоль касательной к окружности с радиусом R. Такая же реакция,

но в противоположном направлении возникнет в шарнире A (т.е. в месте соединения дуги с ведомой полумуфтой). В шарнирах возникают радиальные силы

$$Q = T\frac{\sqrt{(2R_0\sin\varphi/2)^2 - (r\sin\varphi)^2}}{r\sin\varphi} = T\cdot g, \qquad (12)$$

где r - радиус расположения пальцев на ведомой полумуфте, R_0 – радиус кривизны упругих элементов. На рис. 6 приведены графики, иллюстрирующие данную зависимость при $r = 0{,}6R$. При неудачном выборе параметров паразитная сила Q может в несколько раз превысить окружную. Наиболее приемлемы такие значения параметров, которые обеспечивают минимальное значение Q.

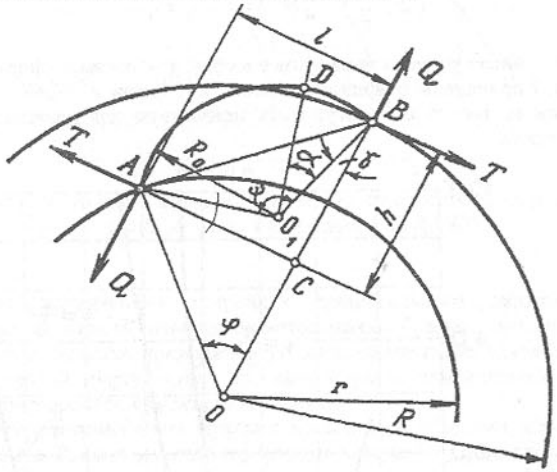


Рис. 5. Расчетная схема дугообразного упругого элемента

Несущая способность муфты определяется прочностью упругого элемента, работающего в основном на изгиб. Изгибающий момент в сечении, положение которого определяется углом α:

$$M_L = TR_0\{\cos\gamma(1-\cos\alpha) - \sin\gamma\cdot\sin\alpha - g[\sin\gamma(1-\cos\alpha) + \cos\gamma\cdot\sin\alpha]\}. \qquad (13)$$

Исследование выражения (13) показало, что при любых параметрах муфты наибольшее значение M_L принимает при $\alpha = \Psi/2$.

Для определения крутильной жесткости муфты необходимо прежде всего определить смещение вдоль T:

$$\delta_T = \frac{\partial \Pi}{\partial T}, \qquad (14)$$

где П - потенциальная энергия изгиба.

Воспользовавшись (14), можем прийти к следующему выражению крутильной жесткости муфты:

$$c_S = \frac{sEI_* R}{R_0^3 K}, \qquad (15)$$

$$K = a\cdot\cos^2\gamma - 2b\cdot\sin\gamma\cos\gamma + c\cdot\sin^2\gamma -$$
$$-2g\left[(a-c)\sin\gamma\cos\gamma + b\left(\cos^2\gamma - \sin^2\gamma\right)\right] +$$
$$+g^2\left[a\cdot\sin^2\gamma + 2b\cdot\sin\gamma\cos\gamma + c\cdot\cos^2\gamma\right]$$

$$a = \frac{3}{2}\Psi - 2\sin\Psi + \frac{1}{2}\sin 2\Psi,$$

$$b = 1 - \cos\Psi - \frac{1}{2}\sin\Psi,$$

$$c = \frac{1}{2}\Psi - \frac{1}{4}\sin\Psi,$$

где s - число упругих элементов в муфте, g - согласно формуле (12).

На рис. 7 приведены графики зависимости (15) при $r = 0,6R$.

Графики на рис. 6 и 7 могут быть применены для ориентировочного выбора параметров муфты.

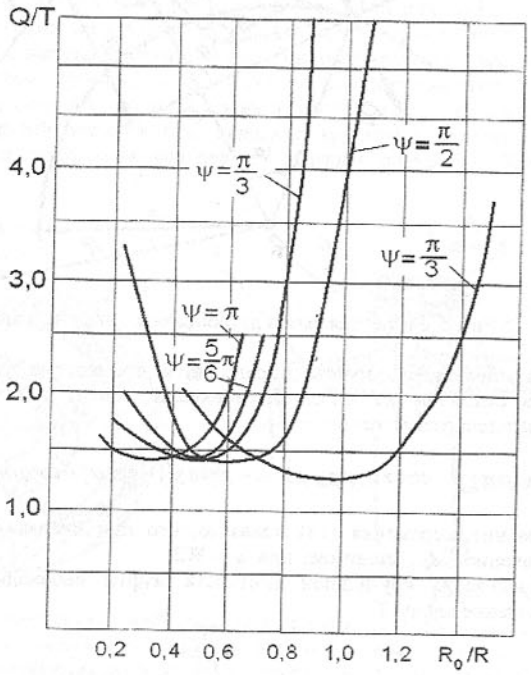


Рис. 6. Зависимость соотношения сил Q/T от соотношения радиусов R_0/R при $r = 0,6R$

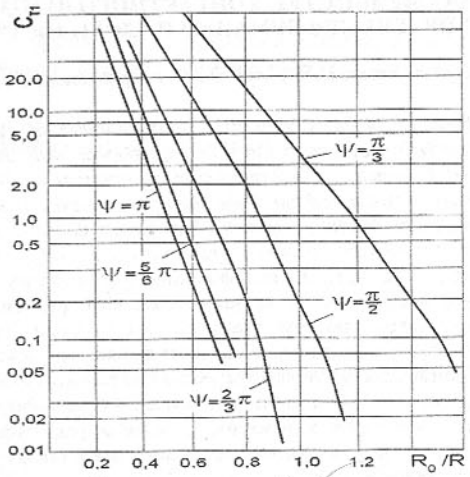


Рис. 7. Зависимость крутильной жесткости дуги C_{T1} от соотношения радиусов R_0/R при $r = 0,6R$; c_S дано в единицах $[(R_0/R)^3/K]^{-1}$

4. Выводы

Анализ стабилизирующих устройств вращательного движения в виде центробежных муфт, жесткость которых меняется скачкообразно, показал, что:

- эксплуатационные свойства привода могут быть значительно улучшены применив вместо обычной упругой муфты муфту со скачкообразно изменяющейся жесткостью при увеличении передаваемого крутящего момента;
- жесткость и несущая способность муфты с кольцевыми упругими элементами могут быть изменены путем изменения условий деформации кольца. Это достигается при помощи дополнительных опор или зубчатого зацепления с уменьшенным числом зубьев;
- при замене кольцевого упругого элемента несколькими дугообразными элементами улучшаются компенсационные свойства муфты. Несущая способность при больших нагрузках эффективно повышается путем дополнительных опор.

Список литературы: **1.** Спруогис Б., Турла В., Ильин И. Устройства для стабилизации вращательного движения в гидравлических приводах. Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов, выпуск 27. - Донецк: ООО «Лебедь», 2004, с.223-232. **2.** Спруогис Б., Турла В. Оригинальные динамические устройства для передачи и стабилизации вращательного движения//Инженерная физика. - Москва: Научтехлитиздат, 2002, №1, стр.11-14. **3.** Спруогис Б. Устройства для передачи и стабилизации вращательного движения. Монография. - Вильнюс: Техника, 1997. 476 с. **4.** Spruogis B. Rotary systems motion stabilization devices. Vibroengineering. Science and arts of Lithuania. - Vilnius: 1998, p. 452-465. **5.** Ragulskis K., Spruogis B., Ragulskis M. Transformation of rotational motion by inertia couplings. - Vilnius: Technika, 1999. 236 p. **6.** Timoschenko S. Strenght of materials. D van Nostrand Company, Inc. Toronto, New York, London, 1987. **7.** А.с.СССР №781438, F 16 D 43/14. Упругоцентробежная муфта. Каволелис А.-П.К., Спруогис Б.П., Захаревич З.В. Опубл. в БИ №43, 1980.

Сдано в редакцию 31.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

ВЛИЯНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ НА УПРУГИЕ ДЕФОРМАЦИИ ПОЛОГО ЦИЛИНДРА

Стрельников В.Н. *(ЗАО НКМЗ, г. Краматорск, Украина)*

The contact problem of surfaces with neighbour radiuses of curvature the equal sign, occuring at calculation of elastic contact in engagement with the intermediate solids of revolution, is solved. Character of deformation in engagement with the intermediate solids of revolution which have been carried out in the shape the hollow cylindrical rollers is obtained. Outcomes of examination enable to optimize design parameters of transmissions with the intermediate solids of revolution, to increase reliability and load-carrying capacity.

Современные тенденции интенсификации производства и прежде всего за счёт наращивания производительности крупного высокотехнологичного оборудования - сталкиваются с непомерным ростом габаритно - весовых характеристик механического привода. Единичные массы редукторов выросли до многих десятков и даже сотен тонн, став одним из сдерживающих факторов прогрессивного развития тяжёлого машиностроения.

Разработка передач, обладающих повышенной нагрузочной способностью, на основе исследования геометрии, кинематики и силовых факторов, анализа напряжённо – деформированного состояния несущих элементов – представляет актуальную проблему тяжёлого машиностроения.

Наиболее эффективно эта проблема разрешается путём использования прогрессивных технических решений, в частности, на основе многопоточных кинематических схем, в т. ч. с гибкими промежуточными телами качения, упругие деформации которых упрощают технику дифференцирования силовых потоков [1, 2]. При этом многократно снижаются нагрузки на зубья, устраняются ограничения по критериям термической мощности, изгибным и контактным напряжениям, минимизируются габариты и металлоёмкость трансмиссий и приводных устройств. Обеспечивается существенный рост единичных мощностей и производительности крупных машин, повышение технического уровня продукции тяжёлого машиностроения.

Распределение усилий в зоне контакта упругих поверхностей с плоским или профильным штампом хорошо изучено и детально разработано выдающимися учёными Тимошенко С.П. [3], Мусхелишвили Н.И. [4], Лурье А.И. [5] и др. В общем виде решение получено интегрированием уравнения равновесия по границе контактирующих тел, в результате чего определяется распределение усилий в зоне контакта. Такое решение пригодно для исследования контакта поверхностей с большой разницей по величине или противоположной по знаку кривизной.

В настоящей работе поставлена контактная задача поверхностей близких по величине радиусов кривизны одинакового знака, имеющая место при расчёте упругого контакта в зубчатом зацеплении с промежуточными телами качения [6].

Определим радиальную компоненту w вектора упругой деформации в зубчатом зацеплении с промежуточными телами качения [7]

$$w(\varphi)=\frac{2a^4}{\pi D}\int_{-\theta_0}^{+\theta_0}\left\{\left[\frac{\pi}{8}|sin(\varphi-\theta)|+\frac{\pi^2}{16}cos(\varphi-\theta)-\frac{1}{2}-\frac{\pi}{8}|\varphi-\theta|cos(\varphi-\theta)\right]P(\theta)\right\}d\theta, \quad (1)$$

где a – радиус срединной поверхности оболочки; D – цилиндрическая жёсткость оболочки; $P(\theta)$ – распределение нормальной силы в зацеплении; θ_0 – угловая координата определяющая протяжённость действие нормальной силы $P(\theta)$; φ - угловая координата некоторой точки на

поверхности оболочки.

Предположим, что радиальная деформация определяется в зоне контакта, и $\varphi \geq 0$. Тогда выполняется условие $0 \leq \varphi \leq \theta_0$, с учётом которого перепишем уравнение (1)

$$\begin{aligned} w(\varphi)=&\frac{2a^4}{\pi D}\int_{-\theta_0}^{0}\left\{\left[\frac{\pi}{8}|sin(\varphi-\theta)|+\frac{\pi^2}{16}cos(\varphi-\theta)-\frac{1}{2}-\frac{\pi}{8}|\varphi-\theta|cos(\varphi-\theta)\right]P(\theta)\right\}d\theta+\\ &+\frac{2a^4}{\pi D}\int_{0}^{\varphi}\left\{\left[\frac{\pi}{8}|sin(\varphi-\theta)|+\frac{\pi^2}{16}cos(\varphi-\theta)-\frac{1}{2}-\frac{\pi}{8}|\varphi-\theta|cos(\varphi-\theta)\right]P(\theta)\right\}d\theta+ \quad (2)\\ &+\frac{2a^4}{\pi D}\int_{\varphi}^{\theta_0}\left\{\left[\frac{\pi}{8}|sin(\varphi-\theta)|+\frac{\pi^2}{16}cos(\varphi-\theta)-\frac{1}{2}-\frac{\pi}{8}|\varphi-\theta|cos(\varphi-\theta)\right]P(\theta)\right\}d\theta. \end{aligned}$$

Здесь учтена чётность функции косинус $cos(\varphi-\theta)=cos(\theta-\varphi)$. В первом интеграле (2) сделаем замену переменных $\theta_1=-\theta$

$$\begin{aligned} &\int_{-\theta_0}^{0}\left\{\left[\frac{\pi}{8}|sin(\varphi-\theta)|+\frac{\pi^2}{16}cos(\varphi-\theta)-\frac{1}{2}-\frac{\pi}{8}|\varphi-\theta|cos(\varphi-\theta)\right]P(\theta)\right\}d\theta=\\ &=-\int_{\theta_1}^{0}\left\{\left[\frac{\pi}{8}|sin(\varphi+\theta_1)|+\frac{\pi^2}{16}cos(\varphi+\theta_1)-\frac{1}{2}-\frac{\pi}{8}|\varphi+\theta_1|cos(\varphi+\theta_1)\right]P(-\theta_1)\right\}d\theta_1. \end{aligned} \quad (3)$$

Предположим, что давление по площадке контакта расположено симметрично

$$P(-\theta_1)=P(\theta_1). \quad (4)$$

Изменим в выражении (3) порядок интегрирования и возвратимся к прежней переменной θ

$$\begin{aligned} &\int_{-\theta_0}^{0}\left\{\left[\frac{\pi}{8}|sin(\varphi-\theta)|+\frac{\pi^2}{16}cos(\varphi-\theta)-\frac{1}{2}-\frac{\pi}{8}|\varphi-\theta|cos(\varphi-\theta)\right]P(\theta)\right\}d\theta=\\ &=\int_{0}^{\theta_0}\left\{\left[\frac{\pi}{8}|sin(\varphi+\theta)|+\frac{\pi^2}{16}cos(\varphi+\theta)-\frac{1}{2}-\frac{\pi}{8}|\varphi+\theta|cos(\varphi+\theta)\right]P(\theta)\right\}d\theta. \end{aligned} \quad (5)$$

Подставим выражение (5) в выражение (2)

$$\begin{aligned} w(\varphi)=\frac{2a^4}{\pi D}\Bigg\langle&\int_{0}^{\theta_0}\left[\frac{\pi}{8}sin(\varphi+\theta)+\frac{\pi^2}{16}cos(\varphi+\theta)-\frac{1}{2}-\frac{\pi}{8}(\varphi+\theta)cos(\varphi+\theta)\right]P(\theta)d\theta+\\ &+\int_{0}^{\varphi}\left[\frac{\pi}{8}sin(\varphi-\theta)+\frac{\pi^2}{16}cos(\varphi-\theta)-\frac{1}{2}-\frac{\pi}{8}(\varphi-\theta)cos(\varphi-\theta)\right]P(\theta)d\theta+ \quad (6)\\ &+\int_{\varphi}^{\theta_0}\left[\frac{\pi}{8}sin(\theta-\varphi)+\frac{\pi^2}{16}cos(\theta-\varphi)-\frac{1}{2}-\frac{\pi}{8}(\theta-\varphi)cos(\theta-\varphi)\right]P(\theta)d\theta\Bigg\rangle. \end{aligned}$$

Первый интеграл в выражении (6) разобьём на два и объединим со вторым и третьим интегралами

$$w(\varphi)=\frac{2a^4}{\pi D}\left\{\int_0^{\varphi}\left\langle\frac{\pi}{8}[sin(\varphi+\theta)+sin(\varphi-\theta)]+\frac{\pi^2}{16}[cos(\varphi+\theta)+cos(\varphi-\theta)]-1-\right.\right.$$

$$-\frac{\pi}{8}[(\varphi+\theta)cos(\varphi+\theta)+(\varphi-\theta)cos(\varphi-\theta)]\Big\rangle P(\theta)d\theta+\int_{\varphi}^{\theta_0}\left\langle\frac{\pi}{8}[sin(\varphi+\theta)+sin(\theta-\varphi)]+\right. \quad (7)$$

$$\left.\left.+\frac{\pi^2}{16}[cos(\varphi+\theta)+cos(\theta-\varphi)]-1-\frac{\pi}{8}[(\varphi+\theta)cos(\varphi+\theta)+(\theta-\varphi)cos(\theta-\varphi)]\right\rangle P(\theta)d\theta\right\}.$$

Преобразуем подынтегральные выражения (рис. 1)

$$w(\varphi)=\frac{2a^4}{D}\left\{\int_0^{\varphi}\left\langle\frac{\pi}{4}sin\varphi cos\theta+\frac{\pi^2}{8}cos\varphi cos\theta-1-\frac{\pi\varphi}{4}cos\varphi cos\theta+\frac{\pi\theta}{4}sin\varphi sin\theta\right\rangle P(\theta)d\theta+\right.$$

$$\left.+\int_{\varphi}^{\theta_0}\left\langle\frac{\pi}{4}sin\theta cos\varphi+\frac{\pi^2}{8}cos\theta cos\varphi-1-\frac{\pi\theta}{4}cos\theta cos\varphi+\frac{\pi\varphi}{4}sin\theta sin\varphi\right\rangle P(\theta)d\theta\right\}. \quad (8)$$

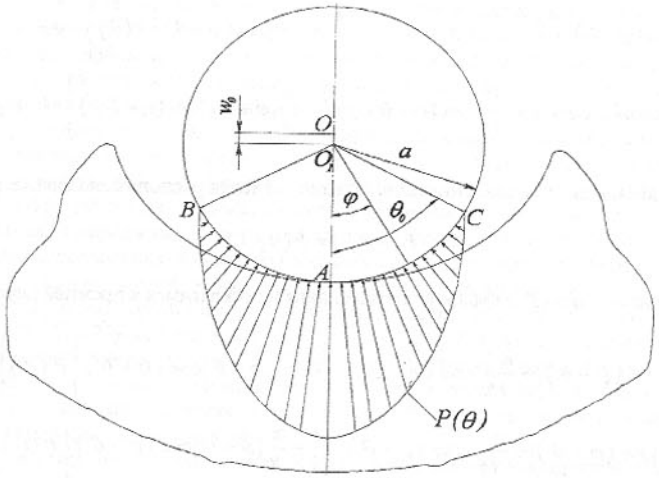


Рис. 1 Схема контакта оболочки с цилиндрической поверхностью зуба

Или:

$$w(\varphi)=\frac{2a^4}{D}\left\{\frac{\pi}{4}sin\varphi\int_0^{\theta_0}P(\theta)cos\theta\,d\theta+\frac{\pi}{4}cos\varphi\int_{\varphi}^{\theta_0}P(\theta)sin\theta\,d\theta+\right.$$

$$+\frac{\pi^2}{8}cos\varphi\int_0^{\theta_0}P(\theta)cos\theta\,d\theta-\int_0^{\theta_0}P(\theta)\,d\theta-\frac{\pi\varphi}{4}cos\varphi\int_0^{\varphi}P(\theta)cos\theta\,d\theta+ \quad (9)$$

$$\left.+\frac{\pi\varphi}{4}sin\varphi\int_{\varphi}^{\theta_0}P(\theta)sin\theta\,d\theta+\frac{\pi}{4}sin\varphi\int_0^{\varphi}\theta\,sin\theta\cdot P(\theta)\,d\theta-\frac{\pi}{4}cos\varphi\int_{\varphi}^{\theta_0}\theta\,cos\theta\cdot P(\theta)\,d\theta\right\}.$$

Конструкция передачи с промежуточными телами качения проиллюстрирована редуктором механизма привода перефутеровки рудоразмольной мельницы, представленного на рис. 2 – 5.

Составим условие совместности деформации для зоны контакта. Рассмотрим контур сечения оболочки плоскостью, перпендикулярной её оси.

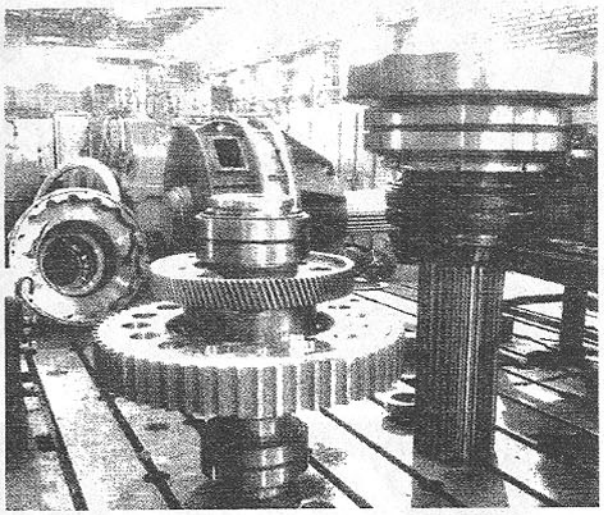


Рис. 2 . Редуктор с промежуточными телами качения привода перефутеровки рудоразмольной мельницы в разборе

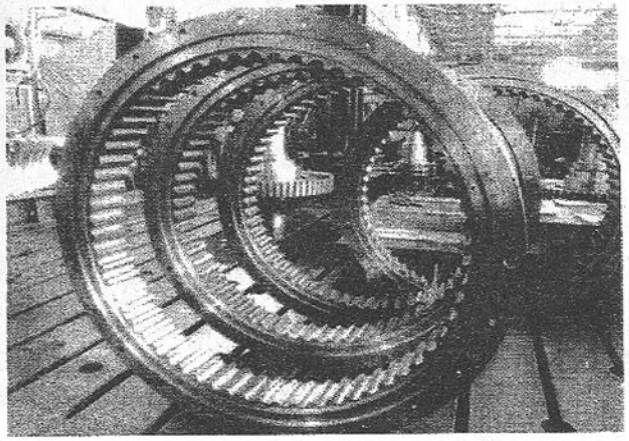


Рис. 3. Центральные зубчатые колёса

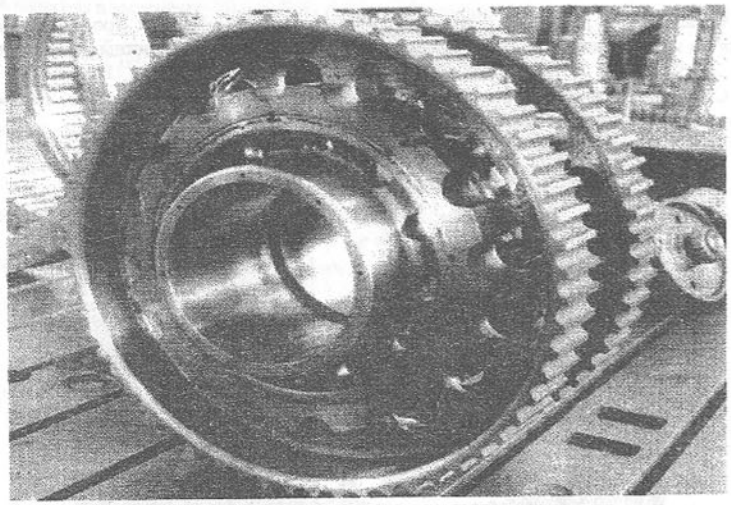


Рис. 4. Сателлиты

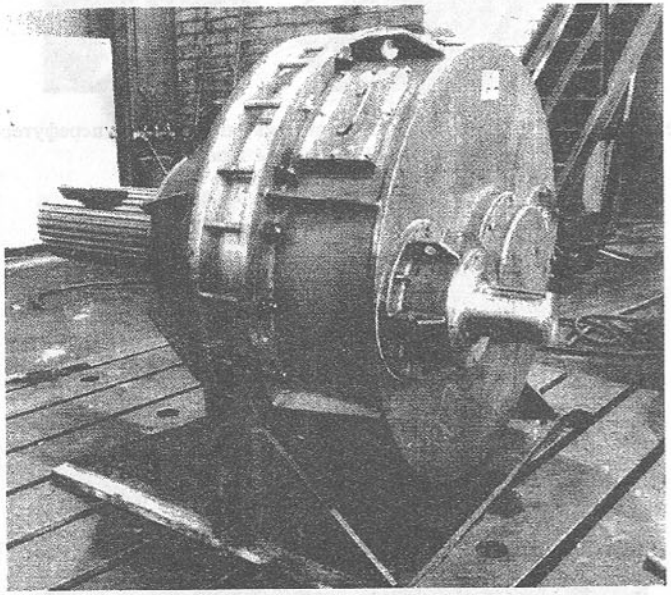


Рис. 5. Редуктор с промежуточными телами качения привода перефутеровки рудоразмольной мельницы

Контур недеформированной оболочки касается контура зуба в точке A. Зуб предполагается жёстким. При действии нагрузки точка останется неподвижной, а центр оболочки переместится на расстояние w_0, которое определяется как упругая деформация, составляющая угол $\varphi = 0$. Подставим значение $\varphi = 0$ в формулу (9)

$$w_0 = \frac{2a^4}{D}\left\{\frac{\pi}{4}\int_0^{\theta_0} P(\theta)\sin\theta\, d\theta + \frac{\pi^2}{8}\int_0^{\theta_0} P(\theta)\cos\theta\, d\theta - \int_0^{\theta_0} P(\theta)\, d\theta - \frac{\pi}{4}\int_0^{\varphi} \theta\cos\theta \cdot P(\theta)\, d\theta\right\}. \quad (10)$$

После приведения подобных получим значение радиальной деформации в зацеплении передачи с промежуточными телами качения под нагрузкой

$$w_0 = \frac{2a^4}{D}\int_0^{\theta_0}\left[\frac{\pi}{4}\sin\theta + \frac{\pi^2}{8}\cos\theta - 1 - \frac{\pi}{4}\theta\cos\theta\right] P(\theta)\, d\theta. \quad (11)$$

Технико – экономические характеристики базового зубчатого редуктора и нового, с промежуточными телами качения, приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Сравнительные технико – экономические характеристики редукторов

Наименование машины	Редуктор	Масса, кг	Габариты, мм	Передат. отношение, u	Крутящий момент M_2, кНм	Снижение трудо – ёмкости, %	Снижение себесто-имости, %	Эконом. эфект на ед. изд., грн.
Рудоразмольная мельница МШЦ 5500×6500	базовый	14140	3155×2360×2070	217,3	316	25	50	124105
	новый, ПТК	5351	2270×1450×1400	273,3	370			

В результате выполненных исследований получен характер деформирования в зацеплении с промежуточными телами качения, выполненными в форме полых цилиндрических роликов. Выполненные исследования имеют практический интерес для проектирования и производства новых разновидностей высоконагруженных передач зацеплением в тяжёлом машиностроении. Полученные результаты дают возможность оптимизировать конструктивные параметры передач с промежуточными телами качения, повысить эксплуатационную надёжность и нагрузочную способность машин и оборудования, выполнить рациональный выбор материалов с учётом технологических особенностей редукторостроения в тяжёлом машиностроении.

Список литературы: 1. Стрельников В. Н. Перспективные направления развития механических приводов тяжёлых машин (Часть 1). - М.: ВНИИМЕТМАШ, 1990. - 84 с. **2.** Стрельников В.Н.. Теория зубчатого зацепления с упругими промежуточными телами качения. // Машиностр. и техносфера на рубеже XXI в.: сб. тр. XI МНТК. – Донецк: ДГТУ. – 2004. – т. 3. – С. 147 – 158. **3.** Тимошенко С. П. Статические и динамические проблемы теории упругости. – К.: «Наукова думка», 1975. – 563 с. **4.** Мусхелишвили Н. И. Некоторые основные задачи математической теории упругости. – М.: Наука, 1966. – 365 с. **5.** Лурье А. И. Теория упругости. – М.: Наука, 1970. – 940 с. **6.** Александров И.В., Волошин А.И., Колесник В.Ф., Стрельников В.Н. Распределение нагрузки в выпукло – вогнутом контакте сопряжённых поверхностей // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Междунар. сб. научн. тр. - Донецк: ДГТУ. 2005. - Вып. 30.- С. 10 – 13.

7. Стрельников В.Н. Перспективные направления развития механических приводов тяжёлых машин. (Часть 2).- М.: ВНИИМЕТМАШ, 1990.- 97с.

Сдано в редакцию 30.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЖИДКОГО РАБОЧЕГО ТЕЛА ПРИ ВЫСОКОМ ДАВЛЕНИИ

Сукманов В.А., Гладчук Е.А., Шульга А.В.
(Донецкий государственный университет экономики и торговли им. М. Туган-Барановского, г. Донецк, Украина)

In article technological features of liquid the working bodies usage which used at a high pressure are considered. The analysis most widely used compression environments is carried out to the basic requirements showed to liquid working bodies, used at a high pressure are formulated. The comparative analysis of operational characteristics of liquid working bodies is submitted as diagrams.

Обеспечение населения Украины продуктами питания высокого качества и их конкурентоспособность на внешнем рынке - одна из основных задач отечественной пищевой и перерабатывающей промышленностей.

Одним из путей решения данной задачи является разработка и переход на новые экологически чистые технологии, широкое использование достижений науки и техники в производстве, совершенствование технологических процессов и аппаратов, которые обеспечивают повышение качества получаемой продукции при экономичном использовании материальных и топливно-энергетических ресурсов.

Существующие технологии повышения сроков хранения пищевых продуктов основываются на термической обработке (пастеризация и стерилизация), добавках в продукт различных по своей природе химических консервантов. При этом пищевые и органолептические свойства существенно ухудшаются вследствие денатурации белков, разрушения ферментно-витаминного комплекса.

Последние несколько лет (начиная с 1989 - 1990гг.) характеризуются значительным возрастанием интереса к технологиям воздействия высокого давления (ВД) на многочисленные биологические объекты и их композиции с целью консервации и улучшения потребительских свойств пищевых продуктов. Это связано с губительным воздействием ВД на клеточные структуры живых микроорганизмов и спор, что приводит к их депрессии и последующей гибели. В основе этих явлений лежат глубокие структурные, качественные и количественные химические изменения в органической массе вещества, которые происходят как в жидкой, так и в твердой фазе. В настоящее время имеются лишь разрозненные данные о характере воздействия ВД на различные продукты; не исследованы соответствующие технологические процессы обработки продуктов и других биоматериалов ВД; отсутствует соответствующее оборудование для исследования всех вышеперечисленных явлений и процессов.

В Донецком государственном университете экономики и торговли им. М. Туган-Барановского разработана и успешно работает экспериментальная установка высокого давления, которая себя хорошо зарекомендовала надежностью и своими эксплуатационными характеристиками. Эта установка предназначена для исследования влияния высокого давления на различные биологические объекты.

Типичные системы по обработке пищевых продуктов ВД состоят из рабочей камеры и генерирующего давление устройства [1, 2]. Еще одной немаловажной структурной частью установок ВД является компрессионная среда – среда с помощью которой нагнетается необходимое ВД в рабочей камере. В качестве компрессионной среды используются различные, по структуре и свойствам, вещества. На данный момент существуют различные требования и подходы к выбору и использованию компрессионных сред. Разнообразие компрессионных сред обусловлено разнообразием предъявляемых к ним требований [4].

Цель данной статьи – сформулировать основные требования, предъявляемые к жидким рабочим телам, используемым при высоком давлении.

Для этого необходимо решить следующие задачи:

- провести анализ видов жидких рабочих тел, пригодных для использования в условиях высокого давления;
- выделить частные характеристики наиболее широко применяемых жидких рабочих тел;
- сформулировать основные требования, предъявляемые к жидким рабочим телам, используемым при высоком давлении;
- провести сравнительный анализ эксплуатационных характеристик жидких рабочих тел.

Одни из первых установок для изучения поведения различных биоматериалов при давлениях 100-1000 МПа были сконструированы в прошлом десятилетии. Среди них первые конструктивные разработки уже стали классическими: "Standart for Treatment of Microbial Cultures»; "Stands for Treatment of Food Samples»; «High Pressure Food Processor»; «Gas Pressure Cells».

Основные параметры установок приведены в таблице 1

Таблица 1 – Параметры установок высокого давления

Параметры	Standart for treatment of microbial cultures	Stands for treetment of food samples	High pressure food processor	Gas pressure cells
Давление	2000МПа	500МПа	700МПа	1300МПа
Температура	+5…+120°С	+5…+120°С	-20…+80°С	-272…+100°С
Объём	30…100см^3	400…600 см^3	1500см^3	2…10см^3
Внутренний диаметр	13; 16; 20мм	50мм	110 мм	7…16 мм
Компрессионная среда	Смесь гексан-пентан; вода, очищенная нефть	Вода	Вода	Инертный газ

Из таблицы видно, что такими параметрами установок как рабочее давление, объем и компрессионная средой существует определенная взаимосвязь. Чем выше рабочее давление установки и меньше внутренний диаметр камеры ВД, тем более инертна и менее полярной должна быть компрессионная среда.

К рабочим жидкостям, пригодным для работы в условиях высокого давления и температур от - 40^{0}С до +100^{0}С, предъявляются следующие требования:

- гигростатичность,
- хорошие электроизоляционные свойства,

- способность длительно (без вытекания) выдерживать высокое давление и температуру,
- не вызывать коррозию деталей камеры высокого давления,
- недефицитность и небольшая стоимость,
- нейтральность к исследуемым объектам,
- экологическая безопасность,
- антифрикционность, что, с одной стороны, снижает рабочие усилия (уменьшает гистерезис давления), а с другой – уменьшает вероятность заклинивания, безопасной для персонала, при разрушении камеры.

В качестве передающей давление среды часто используется дистиллированная вода, т.к. она не загрязняет упаковку образца ни до, ни после компрессионной обработки. Необходимость очистки упаковки в этом случае отпадает.

Силиконовое масло используется для улучшения эффективности работы поршня и уплотнений. Другие компрессионные среды для создания более высоких давлений при низких температурах, состоят из смесей гексана и пентана, экстракционной нефти, композиций на основе глицерина и др.

В случаях, когда вода используется как передающая давление среда, необходимы небольшие добавки растворимых масел для смазки и с целью предотвращения коррозии. Если контакт пищевых продуктов с водой невозможен, то используется в качестве компрессионной среды минеральное масло с низкой вязкостью. Это позволяет избежать трудоемких операций по частой очистке и санитаризации продукта между загрузками (особенно эти операции необходимы, когда продукт контактирует со стенками рабочей камеры – например, в технологиях обработки фруктовых соков).

На рисунке 1 приведены данные ряда жидкостей, подходящих для использования в качестве жидкого рабочего тела в условиях высоком давлении, с учетом вышеперечисленных требований. Но вода не включена, т.к. она электропроводна, "замерзает" под давлением, вызывает коррозию, увеличивает трение скольжения.

Часто используемая смесь из веретенного масла с керосином (1:1) практически замерзает при 600…700 МПа, к тому же обладает (нами установлено экспериментально) "вытекаемостью", т.е. не способна к длительной выдержке при температуре выше 0°С.

С учетом всех перечисленных требований наиболее подходящей является жидкость этилполиксановая ПЭС – 3, которая обладает следующими характеристиками:

- хороший диэлектрик;
- не вызывает коррозию деталей, проводов, защитных покрытий;
- обладает смазывающими свойствами;
- не вытекает из камеры при длительных выдержках;
- нейтральна, без запахов;
- не вспыхивает;
- хорошо выдерживает нагрев;
- маловязкая;
- обладает умеренной сжижаемостью, (т.е. запасает относительно небольшую упругую энергию, что снижает вероятность серьезных последствий при разрушении камеры)

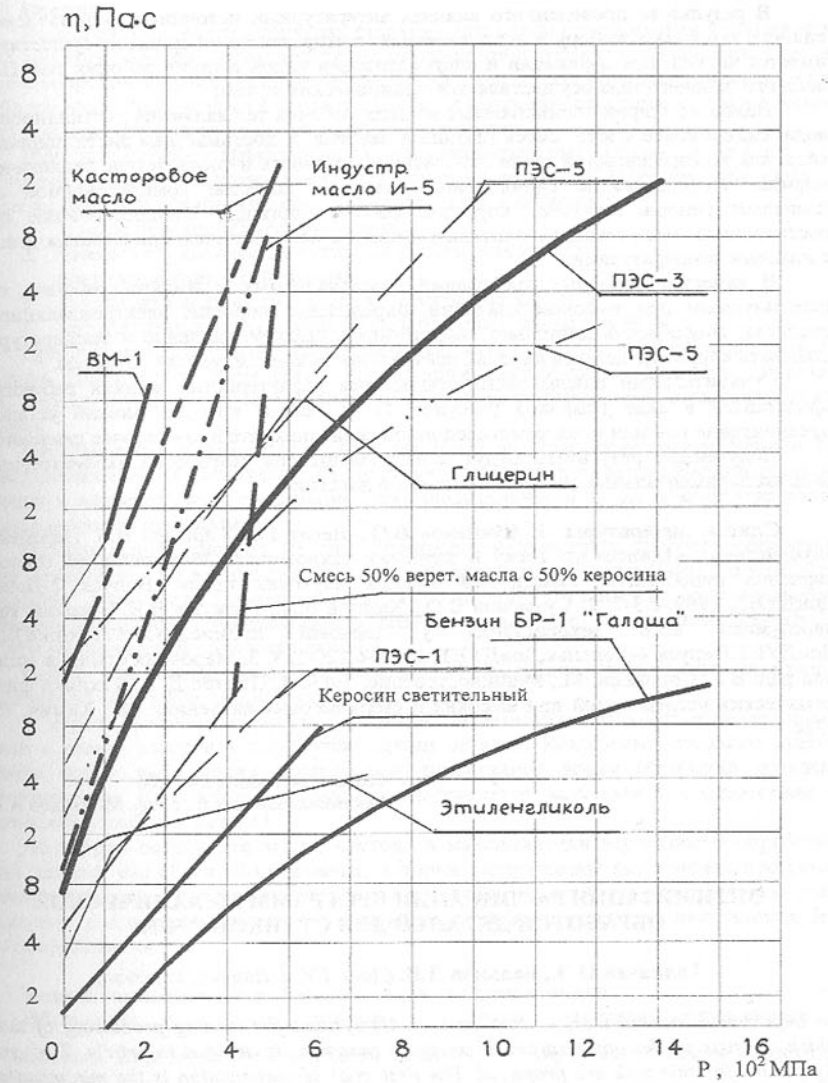


Рис. 1. Вязкостные характеристики компрессионных сред

Выводы:

В результате проведенного анализа литературных источников установлено, что единого подхода к выбору и использованию компрессионной среды не существует; не имеется четкой классификации и систематизации видов жидких рабочих тел. Подбор жидкого рабочего тела осуществляется эмпирическим путем;

Наиболее широко применяемых жидких рабочих тел являются дистиллированная вода, силиконовое масло смесь гектана и пентана. К достоинствам дистиллированной воды как компрессионной среде относится доступность и соответствие экологическим нормам. Использование силиконового масла в качестве компрессионной среды позволяет решить проблему коррозии рабочих органов. Компрессионные среды, состоящие из смеси гексана и пентана в основном используются при высоких давлений с низкими температурами.

В качестве основных требований, предъявляемых к жидким рабочим телам, используемым при высоком давлении, определены: хорошие электроизоляционные свойства; способность длительно выдерживать высокое давление и температуру; не вызывать коррозию деталей камеры; нейтральность к исследуемым объектам.

Сравнительный анализ эксплуатационных характеристик жидких рабочих тел представлен в виде графиков (рисунок 1) на основе которых можно установить предпочтение кой или иной компрессионной среде по критерию «Рабочее давление»

Полученные результаты будут использованы при разработке параметрического ряда экспериментальных установок высокого давления.

Список литературы: **1.** Сукманов В.О., Левит І.Б., Гаркуша В.Б. Перспективи використання надвисокого тиску в харчових технологіях//Обладнання та технології харчових виробництв. Тематичний збірник наукових праць. Випуск 2-Донецьк, ДонДУЕТ, 1999.-с.3-7. **2.** Сукманов В.О., Хазіпов В.А., Гаркуша В.Б. Високий тиск і передумови його використання у харчовій промисловості//Техніка.Вісник ДонДУЕТ.Випуск 4-Донецьк,ДонДУЕТ, 1999.-с.120-128. **3.** Марочник сталей и сплавов, под ред. В.Г. Сорокина, М., Машиностроение, 1989. **4.** Циклис Д. С. Техника физико-химических исследований при высоких и сверхвысоких давлениях. М.: Химия, 1976.-432с.

Сдано в редакцию 24.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ОПТИМИЗАЦИЯ РАСПИСАНИЯ ПРОГРАММ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ДЛЯ СТАНКОВ С ЧПУ

Толкачев О.Э., Бельков Д.В. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

An important practical task, arising up in CAD systems for turning processing of details, which consists in the optimization of program schedule, is decided in article. Two greedy algorithms for this task are proposed. The first goal of optimization is the minimization of rearranges. The second goal of optimization is the minimization of the probabilities of turning processing of details without the crashes. The algorithms have high speed and efficiency. They are scalable to very large problems.

Введение

Использование на предприятиях станков с числовым программным управлением (ЧПУ) намного ускоряет производство и снижает себестоимость продукции. Станок вместе с сопровождающим роботом автоматически выполняет обработку серии деталей подобного вида. Роль человека сводится только к созданию программ и переналадкам станка при переключениях от одной программы к другой.

Для повышения эффективности программирования станка в работе [1] предложена система автоматизированного проектирования (САПР) технологических процессов токарной обработки деталей. Ее применение позволяет:

1. проследить ход обработки детали
2. уменьшить количество рутинной работы, связанной с повторяющимися действиями
3. уменьшить количество ошибок в программе для ЧПУ
4. автоматизировать создание мнемокода программы для ЧПУ.

При составлении программы разработчик может следить за обработкой детали, используя графическое изображение траектории инструмента. Просмотр опорных точек детали позволяет разработчику точно задавать параметры технологических операций.

Предложенная в работе [1] САПР внедрена на Орловском заводе УВМ и на Северодонецком НПО "Импульс". Ее использование при программировании станков приводит к значительному повышению производительности труда за счет ускорения процесса создания программ.

Однако данная система не дает возможности увеличить скорость обработки партии деталей за счет выполнения программ в оптимальной последовательности. Для достижения этой цели необходимо решить задачу составления рационального расписания выполнения программ. Она возникает на этапе эксплуатации станков с ЧПУ при механической обработке деталей.

Целью настоящей работы является оптимизация расписания программ механической обработки деталей для станков с ЧПУ.

В первой постановке задача состоит в минимизации количества переналадок станков с целью ускорения обработки партии деталей. Исходными данными задачи являются сроки выполнения программ и директивное время обработки деталей. Функциональное назначение программ предполагается заданным в соответствии с технологией обработки деталей.

Во второй постановке задача состоит в максимизации вероятности обработки партии деталей без сбоев оборудования, которые задерживают выполнение программ обработки деталей. Ускорение выполнения программ может быть достигнуто за счет составления расписания программ с максимизацией вероятности их выполнения без сбоев оборудования.

Задача минимизации количества переналадок станков

Обозначим: m - число деталей; n - число программ, совпадающее с максимальным количеством переналадок станка; T_i - директивное время обработки детали i; $x_j = 1$, если программа j используется при обработке деталей, иначе $x_j = 0$; B_j - время выполнения программы j; U_j - остаточное время выполнения программы j:

$U_j = B_j - \sum_{i=1}^{m} V_i x_j$; $a_{ij} = 1$, если деталь i может обрабатываться программой j: $T_i \geq U_j$, иначе $a_{ij} = 0$.

В задаче составления расписания необходимо минимизировать количество используемых программ, что приводит к минимизации числа переналадок. Задача изоморфна известной [2] задаче о покрытии:

Целевая функция:

$$\sum_{j=1}^{n} x_j \to min \qquad (1)$$

$$\sum_{j=1}^{n} a_{ij} x_j \geq 1, \quad i=1,2,\ldots,m \qquad (2)$$

В задаче необходимо найти матрицу A и вектор X, которые обеспечивают минимум целевой функции (1) при ограничении (2).

Метод решения задачи минимизации количества переналадок станков

Для решения задачи (1)-(2) можно использовать "жадный" (greedy) метод с временной сложностью O(mn):

Шаг 1. Переменной i присвоить значение единица, элементам вектора U присвоить значения элементов вектора B, элементам матрицы A и вектора X присвоить значение нуль.

Шаг 2. Переменным a_{ij} и x_j присвоить значение единица, если $V_i \geq U_j$.

Шаг 3. Переменной i присвоить значение (i+1).

Шаг 4. Если $i \leq m$, то перейти к шагу 2, иначе перейти к шагу 5.

Шаг 5. Вычислить значение целевой функции и завершить метод.

Для жадных методов в задаче о покрытии известна верхняя оценка максимальной относительной погрешности: $A/{}^{i}P \leq 1 + ln(m)$, где A - решение, полученное "жадным" методом, P - оптимальное решение задачи. Жадный метод позволяет получить оценку значения целевой функции через параметры матрицы A: если $\varepsilon(A)$ - глубина матрицы A, и каждый столбец матрицы A содержит не менее k единиц, то справедливо неравенство: $\varepsilon(A) \leq n/k(1 + ln(mk/n)) + 1$. Для любого фиксированного числа $\delta > 0$ для большинства матриц выполняется условие: $\varepsilon(A) \geq (1-\delta)n/k \cdot ln(mk/n)$. Таким образом, жадный метод для задачи о покрытии является асимптотически оптимальным для широкого класса матриц A [2].

Задача максимизации вероятности обработки деталей без сбоев оборудования

Обозначим: T - время выполнения программы, P - вероятность того, что сбой оборудования не помешает выполнению программы. Если в процессе выполнения программы возник сбой оборудования, то ее выполнение прекращается. Программа

будет выполняться заново после устранения неполадки. Поэтому величина P есть вероятность выполнения программы с первой попытки.

Определим значения P при заданной величине T и условии, что поток сбоев – это поток Эрланга k - го порядка с параметром λ. Пусть, например, программа начинает выполняться сразу после устранения очередного сбоя. В этом случае вероятность P определяется по формуле $P = 1 - F(T)$, где $F(T) = 1 - \sum_{n=0}^{k-1} (\lambda \cdot T)^n \cdot e^{-\lambda T} / n!$ [3]. Если k=1, то $F(T) = 1 - e^{-\lambda T}$ и $P = e^{-\lambda T}$. В этом случае значения P будут тем больше, чем меньше величина T. Если k=2, то $F(T) = 1 - \lambda \cdot T \cdot e^{-\lambda T}$, $P = \lambda \cdot T \cdot e^{-\lambda T}$, $dP/dT = \lambda \cdot e^{-\lambda T} - \lambda^2 \cdot T \cdot e^{-\lambda T}$. Функция P имеет максимальное значение, если $T = 1/\lambda$.

Пусть программа начинает выполняться в момент, когда после очередного сбоя оборудования прошло t единиц времени. Это означает, что программа не является первой в списке выполняемых программ. Перед ней были другие программы, на выполнение которых потребовалось t единиц времени. В этом случае значение P определим по формулам [3]:

$$f_r = (\lambda[\lambda(r+t)]^{k-1} \cdot e^{-\lambda(r+t)}) / ((k-1)! \cdot R((k-1), \lambda \cdot t)),$$ где

$$R((k-1), \lambda \cdot t)) = \sum_{n=0}^{k-1} (\lambda \cdot t)^n \cdot e^{-\lambda t} / n!, \quad P = \int_T^{\infty} f_r dr$$

Для быстрого выполнения программ необходимо составить их оптимальное расписание. Критерием оптимальности является максимизация вероятности выполнения программ с первой попытки (без сбоев оборудования).

Обозначим: T_i - время выполнения программы i, P_{ij} - вероятность выполнения программы i с первой попытки, если в расписании оно находится на j –м месте. Пусть на j –м месте может находиться несколько программ, т.е. разные программы могут начинать выполняться одновременно, но на разных станках. В таком случае количество мест в расписании меньше, чем число программ. Обозначим: m - количество программ, n – количество мест в расписании, $X_{ij} = 1$, если задание i должно быть в расписании на j–м месте, иначе $X_{ij} = 0$. Пусть число программ, которые могут начинать выполняться одновременно ограничено и B_j - допустимое суммарное время выполнения программ, которые находятся в расписании на j –м месте. Задача об оптимальном расписании выполнения программ имеет вид:

Целевая функция:

$$\sum_{i=1}^{m} \sum_{j=1}^{n} P_{ij} X_{ij} \to max \qquad (3)$$

Ограничения:

$$X_{ij} \in \{0,1\}, \quad \sum_{j=1}^{n} X_{ij} = 1, \quad i=1\ldots m \qquad (4)$$

$$\sum_{i=1}^{m} T_i X_{ij} \leq B_j, \quad j=1\ldots n \qquad (5)$$

В задаче необходимо найти матрицу X расписания программ, обеспечивающую максимум целевой функции (3) при ограничениях (4),(5). В задаче максимизируется вероятность выполнения программ без сбоев оборудования.

Для решения задачи (3)-(5) в данной работе предлагаются дваи жадных метода, отличающиеся друг от друга по точности и времени решения задачи.

Методы решения задачи максимизации вероятности обработки деталей

Методы решения задачи (3)-(5) состоят из mn этапов, m - количество программ, n - количество мест в расписании. На i –м этапе выполняется процедура назначения i –й программы на одно из мест в расписании. Процедура состоит из 3 шагов.

На первом шаге метода A1 определяется место в расписании с наибольшим значением P_{ij}, j=1,…n. На втором шаге, если условие $\sum_{i=1}^{m} T_i X_{ij} \le B_j$ выполняется, то программа назначается на это место. Иначе назначение программы на найденное место запрещается, и процедура повторяется с первого шага. Временная сложность метода A1 составляет O($n^2 \cdot m$).

На первом шаге метода A2 сравниваются величины B_j и величины $\sum_{i=1}^{m} T_i X_{ij}$ чтобы найти допустимые для программы места в расписании. На втором шаге, среди найденных мест в расписании определяется место с наибольшим значением P_{ij}, j=1,…n. На третьем шаге программа назначается на это место. Исходными данными для процедуры служат значения P_{ij}, T_i, B_j. Временная сложность метода A2 составляет O(mn).

Вычислительные эксперименты при исследовании предложенных методов показали, что в большинстве случаев метод A2 превосходит метод A1 по точности. Однако в некоторых случаях он значительно уступает методу A1 по быстродействию. Поэтому среди предложенных методов решения задачи невозможно выбрать лучший по всем параметрам. Результаты экспериментов показаны на рисунке 1. При решении конкретных задач составления расписаний можно использовать последовательно оба метода с целью выбора расписания, обеспечивающего максимальное значение целевой функции.

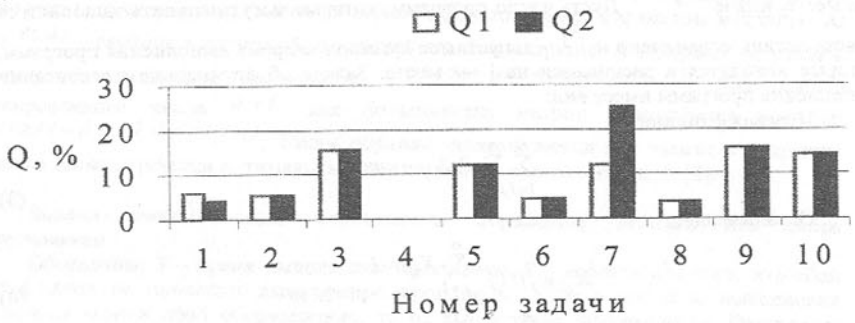


Рис. 1 . Относительная погрешность методов A1, A2

Заключение

Увеличение скорости обработки партии деталей на станке с ЧПУ может быть достигнуто за счет выполнения программ в оптимальной последовательности. Поэтому на этапе эксплуатации станков с ЧПУ при механической обработке деталей возникает задача составления рационального расписания выполнения программ. В данной работе предлагаются две постановки задачи и методы их решения.

В первой постановке задача состоит в минимизации количества переналадок станков с целью ускорения обработки партии деталей. Исходными данными задачи являются сроки выполнения программ и директивное время обработки деталей. Функциональное назначение программ предполагается заданным в соответствии с технологией обработки деталей. Задача минимизации количества переналадок станков сформулирована в виде комбинаторной задачи о покрытии. В статье предложен эффективный жадный метод ее решения. Он позволяет в большинстве случаев получать решения задачи близкие к оптимальным.

Сбои оборудования задерживают выполнение программ механической обработки деталей на ЧПУ. Ускорение выполнения программ может быть достигнуто за счет составления расписания программ с максимизацией вероятности их выполнения без сбоев оборудования. В работе предложены два метода составления такого расписания и определены их трудоемкости.

Предложенные в статье методы позволяют повысить производительность станков с ЧПУ за счет сокращения количества переналадок и повышения вероятности выполнения программ без сбоев оборудования. Эти методы необходимо использовать в системах автоматизированного проектирования технологических процессов механической обработки деталей. Это позволит повысить эффективность процессов обработки деталей на этапе эксплуатации станков.

Список литературы: **1.** Фроликов Е.А., Андросова С.И. САПР ТП механической обработки деталей на станках с ЧПУ. //Вісник східноукраїнського національного університету. - 2002. - № 4. - С. 125-129. **2.** Фролов А.Б, Андреев А.Е., Болотов А.А., Коляда К.В. Прикладные задачи дискретной математики и сложность алгоритмов. М.: МЭИ, 1997. - 307 с. **3.** Вентцель Е.С., Овчаров Л.А. Теория вероятностей и ее инженерные приложения. М.: Высшая школа, 2000.- 480 с.

Сдано в редакцию 18.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ ПУТЕМ ИЗМЕНЕНИЯ СВОЙСТВ ЕГО ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ

Турманидзе Р. С., Амиридзе М. Н., Ниношвили Э. В. *(ГТУ, г. Тбилиси, Грузия)*

Rapid steels are one of the most widely used materials in the tool making industry. The work presents the handling of metallic and non-metallic materials with cutting tools made of carbonitride coated rapid steel. Considering the results of the study it is established that the stability of carbonitride coated rapid steel exceeds the stability of tools without carbonitride coat by 1.5 times in case of handling carbonaceous steels and in case of handling wood – by 1.8 times.

Эффективность использования быстрорежущей стали (БС) как инструментального материала во многом определяется качеством термообработки, которая несмотря на вековую эволюцию, продолжает совершенствоваться и улучшать характеристики инструмента. В последние годы в связи с ростом дефицита основных легирующих элементов БС внимание уделяется таким методам как поверхностная закалка токами высокой частоты, лазерным легированием диффузионным процессам химико-термической обработки в углеродо- и азотсодержащих средах. Усовершенствованию БС могут служить также мероприятия, как применение электрошлакового и плазменно-дугового переплава, микролегирование ниобием, цирконием, разливка стали в вибрирующий кокиль, применение прогрессивных методов горячей пластической деформации и экономичных видов проката, расширение использования порошковых сталей с принципиально новыми возможностями в области легирования.

Перечисленные мероприятия весьма трудоемки и связаны с капвложениями, изменением технологического процесса и др.

Применение обычной термообработки в виде закалки и отпуска хотя и оказывает большое влияние на свойства изделий, но уже является недостаточным для повышения их качества, т. к. во многих случаях не достигаются необходимые высокие свойства. Обычной термообработкой можно достичь хорошего упрочнения массива изделия, но поверхностный слой оказывается при этом не достаточно упрочненным. Поэтому все более острой становится проблема создания экономичного, рационального, эффективного метода упрочнения поверхностного слоя металла в рабочей части инструмента. К ней относятся операции химико-термической обработки (ХТО): цементация (науглероживание), азотирование (насыщение азотом), цианирование (обогощение углеродом и азотом), а также карбонитрация – процесс ХТО стали в расплавах цианитов. Сущность процесса заключается в том, что инструменты из БС подвергают нагреву в расплавах цианитов при температуре 810...850 К с выдержками для режущего инструмента 3600...7200 сек. и более. Исходные материалы для получения активного расплава – чистые цианиты, причем цианат калия с температурой плавления $\Theta_{пл} \approx 590$ К более пригоден для ведения процесса карбонитрации, чем цианат натрия.

Как известно, стойкостью инструмента принято называть время (*T*) работы инструмента между переточками или сменой позиции многогранной неперетачиваемой пластины. Стойкость – важнейший фактор влияющий на производительность и себестоимость обработки и служит основой для выбора режима резания, установления эффективности инструментального материала, оценки качества инструмента и др. Особенно важное значение имеет стойкость (*T*) при работе на автоматизированном оборудовании.

Исследованию стойкости режущего, в т. ч. быстрорежущего инструмента, посвящен целый ряд работ, однако, многие вопросы, включая и влияние на стойкость ХТО (карбонитрации) остаются малоисследованными.

В данной статье рассмотрены некоторые вопросы резания материалов, в том числе и древесно-стружочных плит (ДПС) карбонитрированным быстрорежущим инструментом.

Эксперименты проводились для установления стойкостных зависимостей при точении стали 45 проходными резцами из быстрорежущей стали марки Р6М5 прошедшими обычную термообработку (закалка + 3-х кратный отпуск) и прошедшими обычную термообработку и дополнительную карбонитрацию (закалка + 3-х кратный отпуск + карбонитрация).

Для решения поставленной задачи был применен полный факторный эксперимент типа 2^2 (ПФЭ 2^2). Условия проведения эксперимента, матрица планирования и результаты опытов приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Матрица планирования эксперимента

	x_1 (*V*)	x_2 (*a*)	x_1x_2	y_{1P6M5} (*T*)	$y_{2P6M5+N+C}$ (*T*)
Основной уровень	31,4	0,2			
Верхний уровень	40,2	0,3			
Нижний уровень	20,1	0,1			
Опыты					
1	+	+	+	1	2
2	-	+	-	38	57
3	+	-	-	4	7
4	-	-	+	87	122

За параметр оптимизации была принята стойкость инструмента *(T)* – *y*, мин.

Переменные факторы:

x_1 - скорость резания *(V)* – м/мин;

x_2 - толщина среза *(a)* – мм.

Уравнения регрессии имеют вид:

$$y_{1P6M5} = 32{,}5x_0 - 30x_1 - 13x_2 + 12{,}5x_1x_2$$

$$y_{2P6M5+N+C} = 47{,}0x_0 - 42{,}5x_1 - 17{,}5x_2 + 15x_1x_2$$

Анализ полученных уравнений показывает, что скорость резания $V(x_1)$ оказывает большее влияние на стойкость *T(y)* инструмента, чем толщина среза $a(x_2)$. С увеличением скорости x_1 и толщины среза x_2 стойкость инструмента из БС уменьшается, что согласуется с практикой мехобработки. Стойкость карбонитрированного быстрорежущего инструмента выше обычного инструмента в состоянии поставки (закалка + 3-х кратный отпуск) в 1,5 и более раз.

Износостойкость карбонитрированной БС при малых толщинах и скоростях резания (*a*=0,1 мм и *V*=6 м/мин) исследовалась также при моделировании процесса резьбонарезания токарным резьбовым резцом (рис. 1). Обрабатываемый материал – сталь 45, инструментальный материал – сталь Р6М5, подвергнутая карбонитрации и без нее. Результаты эксперимента приведены на диаграмме (рис. 2).

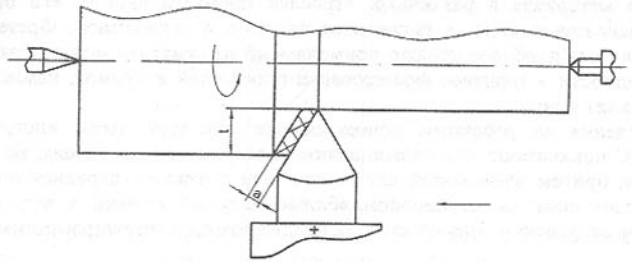


Рис. 1. Моделирование процесса резьбонарезания токарным резьбовым резцом

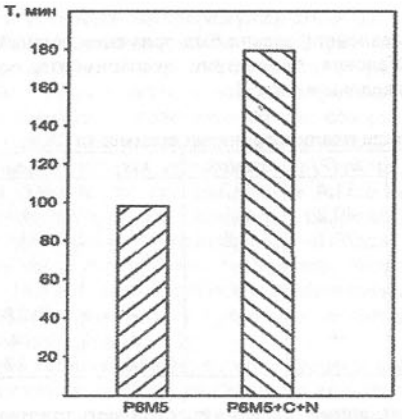


Рис. 2. Стойкость резцов из стали Р6М5 при моделировании процесса нарезания резьбы на стали 45 (S=0,13 мм/об; a=0,11 мм; V=0,33 м/с)

Как видно из диаграммы стойкость карбонитрированных резьбовых резцов примерно в 1,8. . .2 раза выше обычных резцов без карбонитрации, причем необходимо отметить, что несколько улучшается и качество обработанной поверхности.

Анализ представленных результатов наглядно свидетельствует о возможности использования карбонитрированного быстрорежущего инструмента при изготовлении метчиков и резьбонарезных гребенок (a=0,1 мм и V≈6 м/мин) сверл и зенкеров (a≈0,3 мм и V ≈ 20. . .25 м/мин), а также зуборезного инструмента и др. Можно заключить, что применение ХТО (карбонитрации) в технологическом процессе изготовления широкого ассортимента режущего инструмента из БС весьма перспективно.

При обработке дерева твердых пород, древесных композитов, других подобных материалов применяют высоколегированные инструментальные стали (Х6ВФ, 8Х4В4Ф1 и др.). Все эти материалы содержат дефицитные элементы. С учетом вышесказанного сформулирована одна из основных задач данной работы.

Для реализации одной из основных задач работы – установления эффективности применения карбонитрированной БС в качестве инструментального материала для деревообрабатывающего инструмента были проведены исследования его износостойкости при фрезеровании ДПС. Использование ДПС в качестве обрабатываемого материала основывалось на следующих соображениях: широком применении ДПС, как отделочного материала в различных отраслях промышленности; его относительно низкой обрабатываемостью, а также доступностью и дешевизной. Фрезерование же было выбрано как наиболее широко применяемый на практике метод обработки ДПС. Его разновидности – торцевое фрезерование плоскостей и кромок, пазов, фугование, распиловка плит и др.

Наблюдения за рабочими поверхностями режущей части инструмента при резании ДПС показывают, что изнашиванию подвергаются как задняя, так и передняя поверхности, причем из-за малой длины контакта стружки с передней поверхностью износ сосредотачивается в основном вблизи режущей кромки и выражается в ее постепенном округлении. Наблюдения за предварительно отполированными рабочими

поверхностями инструмента видимо показывают, что изнашивание носит в основном адгезионный характер.

Основные разновидности торцевого фрезерования ДПС – фрезерование по плоскости (рис. 3. а) и торцам (рис. 3. б).

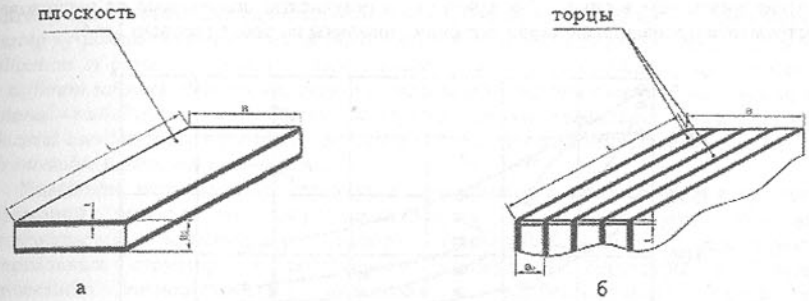


Рис. 3. Фрезерование ДСП по: а) плоскости; б) по торцам

Результаты стойкостных опытов при торцевом фрезеровании по плоскости и торцам приведены на рис. 4. Как видно из представленной диаграммы, стойкость фрез по плоскости несколько ниже, чем при обработке по торцам. По-видимому это связано с тем, что при фрезеровании по плоскости инструмент проходит путь по наиболее плотным и твердым слоям обрабатываемого материала (ДПС), содержащих к тому же большое количество связующего. При обработке же торцов (пакета) доля участков с повышенной плотностью, твердостью, содержанием связующего существенно ниже. В конечном итоге условия работы инструмента по плоскости сложнее чем при работе по торцам и соответственно меняется стойкость инструмента.

Следует отметить, что в большинстве работ, посвященных исследованию износостойкости либо вообще отсутствуют данные по количеству отпусков, предшествующих процессу ХТО, либо приводятся данные по инструменту подвергнутому 1, 2 или 3-м отпускам. Это сильно затрудняет сравнение данных различных исследований, а также сравнения с данными полученными нами.

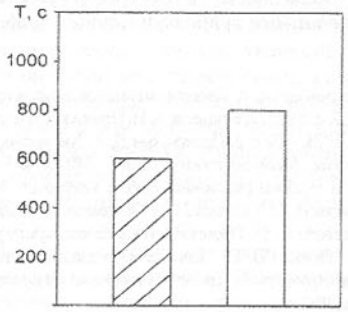


Рис. 4. Диаграмма сопоставления стойкости лезвий фрез при обработке ДСП: по плоскости (заштриховано) и по торцам

Учитывая важность вопроса были проведены исследования износостойкости инструмента из стали Р6М5, подвергнутого соответственно 2-х и 3-х кратному отпуску по 1 часу. Данные о влиянии количества отпусков на стойкость лезвий фрез при торцевом фрезеровании в диапазоне скоростей резания $V \approx 4. . .14$ м/с приведены на рис. 5 (кривые 1 и 2). Как видно из графика, стойкость лезвий после 2-х кратного отпуска ниже, чем в случае 3-х кратного, а результаты полученные от исследований инструмента пропедшими карбонитрацию показаны на рис. 5 (кривые 3 и 4).

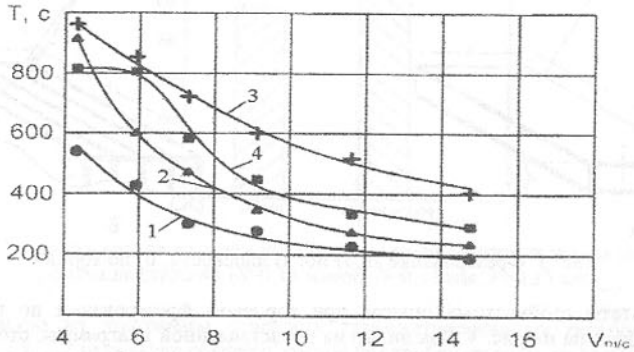


Рис. 5. Влияние скорости резания на стойкость лезвий фрез из стали Р6М5 подвергнутых карбонитрации (кривые 3 и 4) и без нее (кривые 1 и 2): 1 – 2-х кратный отпуск; 2 – 3-х кратный отпуск; 3 - 2-х кратный отпуск + карбонитрация 4 - 3-х кратный отпуск + карбонитрация

Из этого следует, что карбонитрация инструмента из БС в 1,5 раз и более повышает его стойкость, причем стойкость карбонитрированного инструмента после 2-х кратного отпуска выше, чем после обычного 3-х кратного.

Это позволяет сделать заключение о эффективности использования процесса карбонитрации в качестве 3-х кратного отпуска, т. е. их совмещение.

По-видимому повышение износостойкости карбонитрированного инструмента объясняется повышением микротвердости поверхностных слоев инструментального материала, а также их улучшенными трибологическими свойствами, проявляющимися в снижении сил трения.

Список литературы: **1.** Гольденберг А. А. Развитие металловедения инструментальных сталей. //Вестник машиностроения, Москва, 1987, №12, с. 51-55. **2.** Бетанели А. И. Прочность и надежность режущего инструмента. Тбилиси: изд. Сабчота Сакартвело, 1973, -302 с. **3.** Прокошкин Д. А. Химико-термическая обработка металлов – карбонитрация. Москва: Металлургия, Машиностроение, 1984, -240 с. **4.** Чаттерджи-Фишер Р., Эйзел Ф., Хоффман Р. и др. Азотирование и карбонитрирование. Пер. с немецкого /под ред. Супова А. В. Москва: Металлургия, 1990, -280 с. **5.** Пруткова Н. М. Оголева Л. Н. Оптимизация технологических процессов. Москва: изд. МИНХ, 1975, -84 с. **6.** Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. Москва: Машиностроение, 1982, -320 с. **7.** Табаков В. П. Повышение эффективности режущего инструмента путем направленного измеения парамтров структуры и свойств материала износостойкого покрытия. Автореферат докторской диссертации. Ульяновск, 1992 г.

Сдано в редакцию 20.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ПРЕССОВАНИЯ МАТЕРИАЛОВ В ЗАКРЫТЫХ ОБЬЕМАХ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ РАЗЛИЧНЫХ СХЕМ НАЛОЖЕНИЯ УЗК

Христафорян С.Ш., Артунян А.В. *(ГИУА, г. Ереван, Армения)*

Abstract: *The technological capabilities of New method of rise of efficiency of the process of pressing of powder materials and of plastic deformation of materials in closed volumes by application of complex schemes of superposition of ultrasonic oscillations are considered. The different schemes of ultrasonic pressing, including for the first time realized pressing with tensional - radial ultrasonic oscillations of a matrix and axial oscillations of a puncheon, and with axial oscillations of a puncheon and tensional - radial ultrasonic oscillations of a matrix with rotatable matrix were investigated.*

Поведение материальных структур в пространстве сжимающих и касательных напряжений зависит от энергонасыщенности самой структуры, что явно подтверждается зависимостью набора физико-механических характеристик материальных структур от собственной температуры структуры и большим количеством технологических процессов с осуществлением нагрева при деформировании.Заметим, что материальные структуры можно энергонасыщать не только за счет нагрева, приводящего к снижению пороговых значений характеристик структуры, но и как-то иначе.

Анализ положений синергетики и реалии технологических процессов указывают, что, практически, во всех процессах при конкретных условиях, как правило, не удается достигнуть условий, при которых максимально реализуются возможности материальных структур к самоорганизации. Конечно они реализуются в какой-то мере, но безусловно и то, что с позиции самоорганизации структур в поле напряжений сжатия, есть резервы их улучшения. В частности, отмеченное относится к пластическому деформированию материалов и прессованию порошков в закрытых объемах, наиболее производительных процессов формообразования, а для некоторых типов изделий единственно приемлемым, т.к. иные методы в современных условиях не целесообразны из технико-экономических и организационных соображений. Поэтому исследования и разработки, направленные на поиск решений, позволяющих совершенствовать эти процессы, повысить качество выпускаемых изделий, следовательно, и расширить сферу их приложения является актуальной задачей технического прогресса.

Достижения современной науки в развитии основ неравновесной термодинамики, и их приложение к адекватному пониманию закономерностей поведения материальных структур вдали от равновесия отмечают высокую значимость энергетических потоков в процессе структурообразования, при чем существенным являются, и скорость подпитки энергией и в какой форме она подводится в формирующую структуру систему [1,2,3]. При деформировании материала для воздействия на его набор структурочувствительных параметров нужна дополнительная энергия, расширяющая возможности его в поиске оптимальных решений в пространстве возможных состояний, т.е. комбинированные методы обработки. Особое место среди них занимают, нашедшие широкое применение в многочисленных процессах обработки материалов, ультразвуковые (УЗ) и вибрационные методы обработки. Опыт их применения и исследования процесса прессования с ультразвуковыми колебаниями (УЗК) отмечают высокую эффективность подпитки структурообразующих систем дополнительной энергией УЗК, более того, этот метод позволяет осуществлять энергоподпитку структуры без ощутимого изменения средней температуры объекта, что в ряде случаев просто недопустимо.

Механизм существенного положительного влияния принудительных УЗК на технологические процессы в какой-то мере выяснен, но и здесь есть разночтения, поэтому, на фоне того, что многие вопросы реологии пластического деформирования материалов еще не получили своего полного объяснения, а также вопросов разработки качественно новых технологий и исследования реологии вибропроцессов на основе современных достижений науки и перспективных принципов неравновесной термодинамики, синергетики и теории пластичности и упругости, необходимость исследования этих процессов не вызывает сомнений.

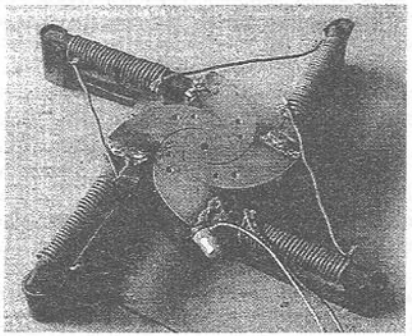


Рис. 1. Акустическая система для УЗ прессования с крутильно-радиальными УЗК матрицы

Для исследования влияния УЗК и схемы наложения УЗК на процесс прессования, в том числе и сложнопространственных, колебания накладывались на процесс по схемам: осевые УЗК пуансона; осевые УЗК матрицы; оба одновременно; крутильно-радиальные УЗК матрицы. Эта схема прессования и она же с одновременными осевыми УЗК пуансона и она же с вращением матрицы были осуществлены впервые, для чего была разработана (рис.1) и изготовлена акустическая система..

Апробация исследований показала, что процесс прессования происходит в течении не более двух секунд, поэтому охлаждающая система для преобразователей УЗК не была предусмотрена.

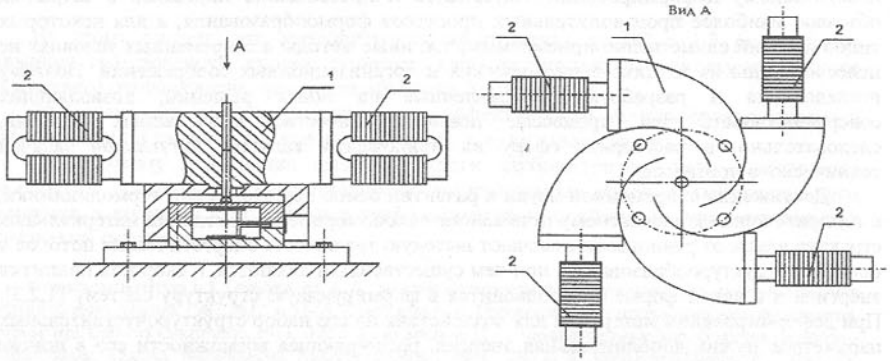


Рис. 2. Схема акустической системы для прессования порошков с применением крутильно-радиальных УЗК матрицы

Новая акустическая система состоит из призматической четырехкрылой матрицы-концентратора 1, и четырех УЗ трансформаторов 2 от серийно выпускаемых мембранных преобразователей ПМС6-22 с выходной мощностью 1.25 кВт (рис.2). Учитывая вопрос минимизации потерь энергии УЗК в контакте концентратор-

трансформатор на их торцах, из расчета горячей прессовки, обработаны фаски, что позволило, обеспечив надежный акустический контакт приварить их торцам. Концентраторы матрицы-концентратора 1 выполнены в виде логарифмической спирали, ось которой сопрягается с поверхностью отверстия матрицы, что позволило получить и крутильно-касательные УЗК поверхности отверстия матрицы и усиление их амплитуды в зоне прессования ввиду уменьшения сечения концентратора у поверхности отверстия матрицы, а, согласно расчетам, в зоне прессования одновременно возбуждаются и радиальные УЗК, ввиду разности длин наружной и внутренней логарифмических спиральных поверхностей концентраторов. По этой причине в одной и той же точке, которая с одной стороны принадлежит наружной поверхности одного из концентраторов, а с другой внутренней поверхности соседнего, УЗК будут различной амплитуды, что, приведет к значительным потерям энергии УЗК из-за внутреннего трения в материале концентратора и его разогреву, но, с позиций быстрого процесса прессования, в сущности, к такому, который не в состоянии ощутимо изменить набор физико-механических характеристик прессуемого материала.

Исследования траектории движения специально нанесенных точек у образующей поверхности матрицы подтвердили наличие радиальных УЗК образующей поверхности матрицы. Анализ параметров эллиптических траекторий отмеченных точек - отношение радиальной и тангенциальной составляющих сложных УЗК находилась в пределах 0.2-0.35, т.е. при максимальной, принятой в плане экспериментов, амплитуде крутильных или тангенциальных УЗК в 25 мкм в радиальном направлении УЗК матрицы составляло 5-8.5 мкм. Для снижения потерь внутренние и наружные поверхности концентраторов разделены пазами толщиной 0,4мм. Из условия резонанса акустической системы, расчетом определена длина оси концентраторов L=127мм. "Закручиванием" четырёх концентраторов по логарифмической спирали относительно оси матрицы сформирована матрица. Обмотки возбуждения УЗК соединены последовательно и УЗК у поверхности отверстия матрицы синфазны. Косвенным методом, основанным на обратном эффекте магнитострикции, измерялась амплитуда УЗК в процессе прессования, для чего от всех пакетов возбуждения УЗК были отделены по шесть пластин, на которые были намотаны по 60 витков обмоток измерения амплитуды. Расхождение между выходными сигналами датчиков измерения амплитуды менее 5%. Посредством этой акустической системы возбуждения крутильно-радиальных УЗК стало возможным проводить исследования пластического деформирования и прессования порошков в сложнопространственном акустическом поле с одновременным применением двух схем наложения УЗК.

Заметим, при обеспечении касательных напряжений на фоне стационарных или переменных нормальных напряжениях сжатия при прессовании материальных структур следует ожидать повышение возможностей произвольно принятых ансамблей - дефектов кристаллической структуры или зерен поликристалла или иных элементов материальной структуры к самоорганизационному компактированию в поле сжимающих напряжений. Поэтому в качестве одной из основных целей исследования рассматривалось и влияние на пластическое деформирование материалов и прессуемость порошков напряжений сдвига в нормальной к направлению сжатия плоскости, для изготовления длинномерных изделий малого габарита, в том числе и двухкомпонентных. Для улучшения показателей процесса прессования и получения необходимого качества изделий часто приходится серьезно увеличивать удельное давление прессования, что не всегда удается осуществить из-за малой жесткости пуансона, исходя из чего было целесообразным проведение дополнительных исследований процесса прессования, когда матрица осесимметричных пресс-форм

получала вращение с угловой скоростью до 2 рад/с с наложением всех схем УЗК, для чего колебательная система с матрицей была закреплена на вращающийся стол.

Весовая дозировка порошка осуществлялась с точностью 5 мг. В качестве параметра оценки рассматривалась высота таблетки с точностью 1 мкм при неизменном удельном давлении прессовки. Причем статическое давление прессовки подбиралось исходя из возможности явно наблюдать улучшение процесса прессовки от применения УЗК, поэтому оценка эффективности воздействия УЗК на процесс проводилась в сравнительных единицах. Необходимы заметить, что обнаруженные эффекты при высоких статических давлениях будут проявляться не столь явно.

На основе полученных результатов экспериментального исследования для всех схем прессования были выявлены зависимости силы внешнего трения $F_{Тр}$ между боковой поверхностью таблетки и внутренней поверхностью матрицы: от высоты h прессуемой таблетки; прочности прессованных таблеток и изменения высоты прессуемой таблетки под действием УЗК-dh, т.е. от плотности $\rho_Т$. Установлено, что применение УЗК при всех схемах прессования приводит к значительному снижению силы трения с одновременным увеличением плотности и твердости брикетов. Из всех схем наложения УЗК наиболее эффективным оказалась схема прессования с одновременным применением осевых УЗК пуансона и крутильно-радиальных УЗК матрицы. В этом случае достигнуто снижение силы трения до 5 и более раз, к ощутимому увеличению твердости прессовок и явному улучшению показателей качества прессованных брикетов, причем лучшие результаты отмечены в случае прессования по отмеченной схеме наложения УЗК но с вращающейся со скоростью 0.2 рад/сек матрицей, которое по-видимому можно объяснить наиболее удачным соотношением "быстрой" и "медленной" скоростей в объёме прессования.

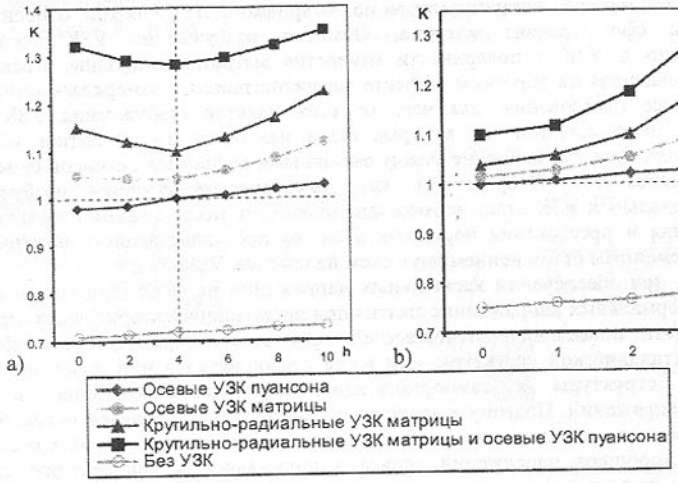


Рис.3. Изменение сравнительного коэффициента компактированности порошков: a) по высоте таблетки; b)по радиусу, относительно оси таблетки.

При этом достигается наибольшая равномерность набора характеристик прессовки таблетки. Установлено, что при поэтапном прессовании трехкомпонентных

слоистых прессовок медь – серебро - медь с осевыми УЗК пуансона и крутильно-радиальными УЗК матрицы и вращающейся матрицей достигаются высокие показатели по характеристикам сцепления в границах раздела металлов, что допускает изготовление с высокими показателями по монолитности слоистых прессовок.

Анализ параметров прессовок показал, что в случае прессования с вращающейся матрицей компактированность порошков снижается в направлении радиуса прессованного цилиндра и максимальна на периферии сечения, тогда как в центре она минимальна для данного сечения. Установлено, что по высоте таблетки этот показатель также не постоянен, но симметричен относительно среднего сечения, а в случае наложения УЗК отмеченная симметрия нарушается. По-видимому целесообразно разработать иные методы обеспечения внешне приложенных касательных напряжений для обеспечения равномерности показателей прессовок по сечению.

Проведены дополнительные исследования набора характеристик прессованных таблеток после спекания показавшие, что при оптимальных энергетических потоках акустической природы представляется возможным после спекания получить структуры мало уступающие монолитным по своим характеристикам. На рис.3.a) по результатам измерений в шести сечениях приведено изменение сравнительного коэффициента компактированности порошков по высоте таблетки в сравнением с результатами на высоте 4мм от основания, а на рис.3.b) приведено изменение сравнительного коэффициента компактированности порошков по радиусу относительно оси таблетки.

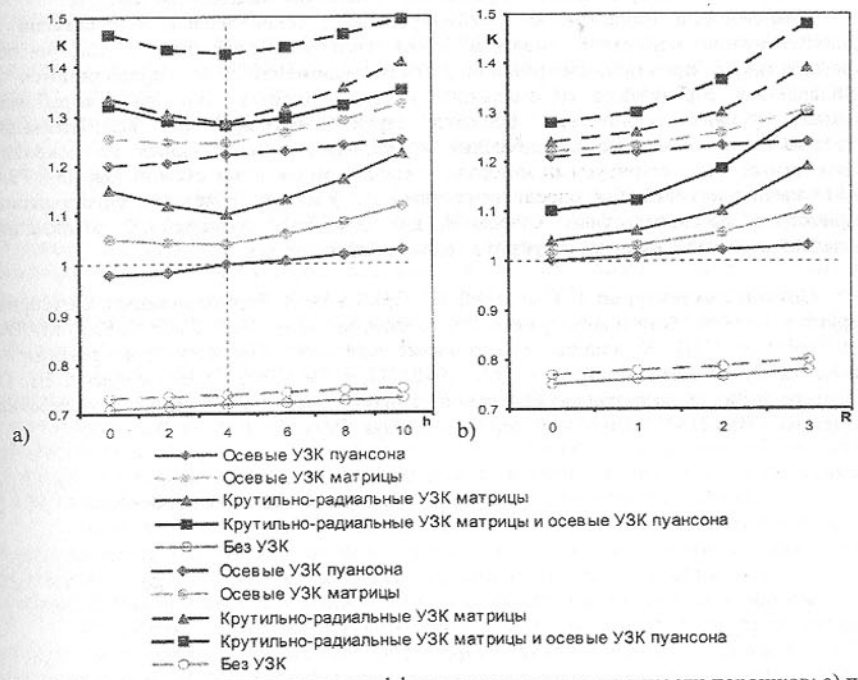


Рис.4. Изменение сравнительного коэффициента компактированности порошков: a) по высоте таблетки; b)по радиусу, относительно оси таблетки

Исследование процесса прессования монолитных материалов в закрытых обьемах в пространстве акустических энергетических потоков показали анологичные качественные показатели, а именно, существенное улучшение пластических способностей или возможностей материала к заполнению представленного закрытого объема.

Подпитка структуроформирующей системы дополнительной энергией УЗК расширяет возможностей самоорганизационных явлений в материальных структурах, находящихся в поле напряжений сжатия и при этом улучшаются компактирование для порошковых материалов. Установлено существенное повышение плотности прессовок спец. составов для выращивания кристаллов, в результате чего увеличивается объем выращенного кристалла. Представляется возможным получение пространственно сложных изделий из драгметаллов по схеме прессование-спекание. При прессовании пластичных материалов - медь, серебро и слоистых образцов - медь-серебро, серебро-золото в закрытых объемах. Установлено: при прессовании с одновременным применением двух схем наложения УЗК-осевые УЗК пуансона и крутильно-радиальные УЗК матрицы, меняется набор физико-механических свойств образцов; наблюдается явное улучшение условий пластического деформирования позволяющее получение таких изделий сложной формы, которые редко удается получить традиционными методами пластического деформирования, и/или получение которых требует нагрева или несколько переходов с промежуточными отжигами. К ним относятся, например, сложные золотые корпуса часов, выпускаемых Ереванским ювелирным заводом.

Комплексные исследования комбинированных технологических процессов с дополнительной подпиткой энергией высокочастотных вибраций, в том числе, прессования с применением различных схем наложения УЗК, продолжаются в направлении определения оптимального метода подпитки энергией, разработки соответствующих технических решений структуроформирующей колебательной системы и оптимального соотношения нормальных и касательных напряжений, приводимых в структурируемый материал посредством сложных схем наложения УЗК на процесс прессования и определения наиболее удачного сочетания акустических параметров высокочастотных колебаний для возможно полноценной реализации возможностей материальных структур в условиях прессования.

Список литературы: 1. Гленсдорф П., Пригожин И. Термодинамическая теория структур, устойчивости и флуктуаций. Пер. с англ. М.: Мир. 1980. 280 с. 2. Касян М.В., Христафорян С.Ш. К вопросу о механизме возникновения структуры резания // Известия Вузов. Машиностроение. М.: 1990. N2, с.121-124 3. Христафорян С.Ш. О процессе резания материалов как самоорганизующейся структуре по переработке вещества // Изв. НАН РА и ГИУА, серия техн. наук. 1999. Т. LII. N2, с. 145-152.

Сдано в редакцию 25.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

ОБЩИЙ ПОДХОД И МЕТОДИКА ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ НЕПРЕРЫВНОГО ДЕЙСТВИЯ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ПРОВОЛОЧНЫХ МЕТИЗОВ

Чернышев Е. А., Михайлов А.Н. *(ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

Wire products, such as nails or rivets, are the ones of mass consumption. Therefore, their manufacturing must be high productive and ensure required quantities. Now, the equipment with interrupted working regime (processing of a workpiece and its transport motion are split in time) has been applied for this purpose. Productivity of these machines is known to have essential limitations connected with their features having dynamic nature. On the other side, continuous technological systems permit to eliminate these disadvantages but the method of designing such systems is necessary to be generalized for more efficiency of the work. The presented article is dedicated to the method of designing continuous technological systems for headed wire products manufacturing.

Проволочные метизы, например, гвозди или заклепки, широко используются в народном хозяйстве и являются изделиями массового спроса. Поэтому одной из основных задач их производства должна быть высокая производительность технологического оборудования при сохранении качества выпускаемой продукции.

В настоящее время для этой цели в основном используется оборудование прерывистого действия [1, 2], т.е., пользуясь классификацией Л.Н. Кошкина [3], машины I класса. Несмотря на достаточную во многих случаях производительность, холодновысадочные автоматы имеют и особенности, преимущественно динамического характера, которые сдерживают повышение производительности. Этих недостатков можно избежать путем перехода к машинам III класса, в которых транспортировка заготовок и их обработка совмещены во времени [3, 4]. Это дает возможность производить обработку на существенно меньших скоростях, повышая, однако, и производительность.

Однако сегодня, несмотря на то, что конструкции роторных машин и линий, в том числе для штамповочных операций, хорошо известны, важным нерешенным вопросом остается методика проектирования таких систем для производства проволочных метизов, которая базировалась бы на общем подходе к синтезу технологических систем непрерывного действия (ТСНД). Поэтому разработка такой методики проектирования является одним из важных этапов при создании ТСНД, решению которой и посвящена данная работа.

Целью работы является разработка на базе общего теоретического подхода методики проектирования ТСНД для производства проволочных метизов. Для достижения этой цели необходимо решить следующие задачи: предложить на базе общего подхода принципы проектирования ТСНД, составить начальные и граничные условия синтеза, определить основные этапы проектирования и их взаимосвязь, разработать принципиальную структурную схему методики проектирования.

Можно отметить, что ТСНД относятся к системам высокой сложности, и их проектирование является трудоемкой задачей. Поэтому для проектирования таких технических систем одним из наиболее рациональных подходов является системный подход [5], рассматривающий множество составляющих элементов в их взаимосвязи.

Разработка структуры и конструкции ТСНД для производства проволочных метизов выполняется на основе структуры технологического процесса (ТП). Проектирование ТСНД должно также выполняться на базе общей модели, которая связывала бы модели системы технологических преобразований и системы ТП [5, 6, 7]

и позволила бы учесть особенности элементов и подсистем процесса проектирования. Использование моделей позволит упростить процесс проектирования сложной технической системы.

В работе [6] проектирование ТСНД предлагается вести на основе «черного ящика», т.е. когда наблюдателю известны входные и выходные величины, а внутреннее устройство и протекающие процессы неизвестны. Эта задача состоит в том, чтобы по заданной технологической системе, структура которой неизвестна или известна частично, определить ее функционирование и структуру. При этом процесс проектирования ведется пошагово на нескольких уровнях:

1) уровень схемных решений;
2) функционально-кинематический синтез;
3) синтез на уровне принципиально-структурных моделей;
4) компоновочные решения с параметризацией конструктивных элементов и подсистем;
5) синтез рациональной структуры всей технологической системы.

Процесс проектирования должен выполняться в итерационном режиме, что позволяет более эффективно вести поиск наилучших вариантов структуры ТСНД. На каждом уровне отдельно можно решать задачи по улучшению параметров ТСНД.

Можно отметить, что процесс проектирования имеет четыре уровня:

- проектирование элемента блока технологического воздействия (БТВ);
- проектирование БТВ;
- проектирование технологического модуля (ТМ);
- проектирование ТСНД.

В процессе проектирования происходит синтез ряда вариантов системы с последующим отбором наиболее рационального варианта. При этом синтез должен основываться на анализе вариантов элементов и системы в целом и направленном поиске наилучшего решения без полного перебора всех возможных вариантов. Для условия массового производства задачу можно сформулировать следующим образом: разработать метод синтеза ТСНД, позволяющий при минимальном числе исходных данных найти соответствующую совокупность технически целесообразных вариантов и путем направленного отбора выбрать рациональный. При этом могут использоваться различные критерии, например, критерий максимальной производительности.

Исследование и проектирование базируется на множестве принципов, основными из которых являются принципы модульности и соответствия. Также используются принципы абстрагирования, ограничения доступа, иерархии, типизации, параллелизма [6].

В случае создания сложных технологий, когда становится необходимым уменьшение уровня сложности проектирования, существенную роль играет принцип модульности [8]. Он дает возможность уменьшить сложность путем разделения технологии на отдельные фрагменты и их изучения, что в совокупности дает полную информацию о технологии в целом. Принцип соответствия множества элементов ТП и ТСНД ставит в зависимость каждому элементу ТП некоторый структурный элемент ТСНД, предназначенный для его выполнения. Сформулируем эти два основных принципа следующим образом.

Принцип модульности: любая система проектирования имеет возможность декомпозиции на ряд связанных модулей, которые могут быть исследованы в отдельности, образуя в совокупности процесс проектирования в целом. Принцип соответствия множества элементов ТП и ТСНД: на каждом иерархическом уровне

технологии любому элементу ТП можно поставить в соответствие некоторый элемент ТСНД, необходимый для его реализации.

Приведенное выше описание общего подхода к проектированию ТСНД можно представить в виде принципиальной схемы, приведенной на рис. 1.

Методика проектирования ТСНД для производства проволочных метизов является реализацией рассмотренного общего подхода в применении к конкретному изделию или группе сходных изделий [9, 10]. Проектирование любого объекта, в том числе ТСНД для производства проволочных изделий с головкой, можно определить как последовательность решения ряда задач. Все исследование представим как множество этапов проектирования: $I = \{I_1, I_2, ..., I_n\}$, где I – множество всех этапов проектирования, образующих в совокупности методику исследования; I_i - i-й элемент множества I, т.е. i-й этап проектирования; n - общее число этапов.

Рис. 1. Принципиальная схема общего подхода к проектированию ТСНД для производства проволочных метизов

В свою очередь, каждый этап проектирования, т.е. элемент множества I, можно выразить как множество решаемых задач: $I_i = \{I_{i_1}, I_{i_2}, ..., I_{i_m}\}$, где I_{i_j} - j-я задача (подэтап) i-го этапа проектирования; m - общее число задач соответствующего этапа.

При этом все проектирование ТСНД для производства проволочных изделий с головкой, в том числе решение конкретных задач, должно удовлетворять некоторым требованиям (ограничениям), которые назовем граничными условиями. Все

исследование можно выразить как множество элементов множества I, удовлетворяющих граничным условиям:

$$\{I_i \in I : B\} \Leftrightarrow \{I_i : B\},$$

где B – множество граничных условий.

В качестве таких ограничений будут качество обработки (для БТВ), производительность и надежность (для ротора) и объемно-пространственные требования (на уровне ТСНД).

В основе любого этапа проектирования технологической системы, как и всего исследования в целом, лежат некоторые положения, которые выступают как множество начальных условий: $A = \{a_1, a_2, ..., a_n\}$, где A - семейство множеств начальных условий; a_i - множество начальных условий i-го этапа проектирования. В символьном виде это можно представить как множество решаемых задач, удовлетворяющих соответствующим начальным условиям:

$$\{I_{i_j} \in I_i : a_i\} \Leftrightarrow \{I_{i\,j} : a_i\}.$$

В качестве исходных данных при исследовании выступает проволочное изделие (гвоздь, заклепка), которое можно представить как объединение множества геометрических свойств и свойств материала:

$$P_u = G \cup M,$$

где P_u - множество всех свойств изделия;

G - множество геометрических свойств;

M - множество свойств материала.

Проектируемая технологическая система реализует функцию ξ преобразования множества свойств исходной заготовки $\{P_з\}$ во множество свойств готового изделия $\{P_u\}$, которая описывается отображением [5]

$$\xi : \{P_з\} \to \{P_u\}.$$

В процессе обработки заготовки, т.е. преобразования ее свойств, изменяются как свойства материала, так и геометрические свойства. Процесс технологического воздействия (ТВ) можно выразить логической суммой двух утверждений $W1$ и $W2$:

$$TB \to (W1 \vee W2) \vee (W1 \wedge W2),$$

где $W1$, $W2$ - утверждения, состоящие в том, что изменяются геометрические свойства и свойства материала соответственно.

Практически ни одно из этих утверждений не может быть в точности реализовано. Любой вид ТВ изменяет как геометрию предмета обработки, так и свойства материала. Но во многих случаях преобразованием одного типа свойств можно пренебречь в сравнении с преобразованием свойств другого типа. Так, при обработке резанием свойства материала изменяются слабо, а, например, при воздействии средой (термообработка) можно пренебречь изменением размеров и формы заготовки. Тем не менее одно технологическое воздействие предусматривает параллельное изменение этих типов свойств, которые изменяются существенным образом. Это технологическое воздействие – формообразование головки проволочного изделия, которое в дальнейшем будем называть просто формообразованием. Математически его можно записать следующим образом:

$$\Phi \to W1 \wedge W2.$$

Можно отметить, что формообразование головки проволочного изделия является наиболее энергоемким этапом ТП и оказывает решающее влияние на

соответствие изделия заданным требованиям. Поэтому процесс формообразования целесообразно использовать как основу и начальный этап проектирования. Первый этап проектирования основан на исследовании метода формообразования. Результатом этого этапа является синтез схемы ТВ и блока технологического воздействия как элемента, реализующего это воздействие. Таким образом, первый этап состоит в синтезе БТВ, когда на основании исходного множества свойств изделия $\{P_u\}$ получаем множество свойств БТВ $\{P_Б\}$, причем синтез БТВ и его свойств базируется на соблюдении принципа проектирования (начального условия $НУ_{I_1}$), которое состоит в автономности работы каждого БТВ. В символьном виде это можно представить, рассмотрев два произвольных БТВ. Первое начальное условие выглядит следующим образом:

$$НУ_{I_1} = НУ1 \to (R1 \vee R2) \vee (R1 \wedge R2),$$

где $R1$, $R2$ - утверждения, состоящие в том, что первый и второй БТВ соответственно находятся в состоянии работы.

Тогда можно записать первый этап проектирования как синтез множества свойств БТВ, удовлетворяющих условию автономности:

$$I_1 \to \{p_Б \in P_Б : НУ_{I_1}\} \Leftrightarrow \{p_Б : НУ_{I_1}\}.$$

На втором этапе происходит синтез технологической машины (ротора) как уровня структурной организации множества БТВ. На основании исходного множества свойств БТВ $\{P_Б\}$ получаем множество свойств машины $\{P_M\}$. При этом синтез машины должен удовлетворять совокупности начальных условий $НУ_{I_2}$, которые включают принцип $НУ2$ совмещения во времени транспортных и технологических функций, принцип $НУ3$ параллельности обработки нескольких заготовок и условие $НУ4$ непрерывности работы машины:

$$НУ_{I_2} \to НУ2 \wedge НУ3 \wedge НУ4.$$

Всю совокупность начальных условий $НУ_{I_2}$ второго этапа проектирования представим в виде системы:

$$\begin{cases} НУ2 \to (v_{mp} \wedge v_m;\ v_{mp} \neq f(v_m)); \\ НУ3 \to \bigwedge\limits_{i=1}^{z} R_i; \\ НУ4 \to v_{mp}(t) \neq 0, \end{cases}$$

где v_{mp}, v_m - соответственно транспортная и технологическая скорости;

R_i - утверждение, состоящие в том, что i-й БТВ находится в состоянии работы;

z - общее число одновременно работающих БТВ;

t - время.

Второй этап представим как синтез множества свойств технологической машины, удовлетворяющих множеству начальных условий $НУ_{I_2}$:

$$I_2 \to \{p_M \in P_M : НУ_{I_2}\} \Leftrightarrow \{p_M : НУ_{I_2}\}.$$

Наконец, синтез всей технологической системы непрерывного действия как множества ее свойств $\{P_T\}$ должен базироваться на множестве $НУ_{I_3}$ начальных

условий, в которые входят концентрация операций и объемно-пространственная компактность:

$$I_3 \to \{p_T \in P_T : НУ_{I_3}\} \Leftrightarrow \{p_T : НУ_{I_3}\}.$$

Таким образом, все исследование состоит из трех этапов проектирования I_1, I_2, I_3, на каждом из которых происходит синтез множества свойств БТВ, машины и всей технологической системы непрерывного действия.

Рассмотрим задачи, решаемые на каждом этапе. Все множество задач I условно выразим как объединение двух множеств задач – конструкторских и технологических I_{KT}, а также исследовательских $I_И$: $I = I_{KT} \cup I_И$. В основе синтеза БТВ лежит анализ множества вариантов формообразования, которые принципиально могут быть реализованы в роторной машине. Задавшись некоторым критерием, можно определить наиболее рациональный вариант формообразования. При этом важно не только перебрать возможные варианты, но и разработать основы синтеза новых способов формообразования.

На основании принятого варианта необходимо разработать кинематическую схему ТВ как совокупность элементарных движений заготовки и инструмента в процессе формообразования. Если связать систему координат $x_0y_0z_0$ с технологической машиной, систему $x_{01}y_{01}z_{01}$ - с заготовкой, а систему $x_{02}y_{02}z_{02}$ - с инструментом, то можно представить универсальную математическую модель движений в БТВ [6]:

$$Ort_{БТВ}(x_0y_0z_0) = Ort(x_{01}y_{01}z_{01}) \cup Ort(x_{02}y_{02}z_{02}),$$

где $Ort_{БТВ}(x_0y_0z_0)$ - группа всех элементарных движений для БТВ в системе координат $x_0y_0z_0$;

$Ort(x_{01}y_{01}z_{01})$ - группа всех элементарных движений заготовки;

$Ort(x_{02}y_{02}z_{02})$ - группа всех элементарных движений инструмента.

Для подтверждения возможности использования новой кинематики в производстве необходимо экспериментальное исследование. Таковы основные задачи первого этапа проектирования.

На основании принципиальной кинематической схемы разрабатывается технологическое обеспечение метода, т.е. технологическая машина TM как объединение множеств всех элементов (механизмов):

$$TM = \bigcup_{i=1}^{k} C_i,$$

где C_i - i-е множество элементов;

k - мощность множеств элементов технологической машины.

Технологическая машина (ротор) служит для реализации процесса формообразования. Работу всего технологического ротора в течение кинематического цикла запишем как работу всех его элементов. А совокупность технологической системы и ТП является, по существу, технологией формообразования. Тогда символьная модель технологии формообразования выглядит следующим образом:

$$T_ф = \bigwedge_{j=1}^{k} f_j(t),$$

где $f_j(t)$ - закон движения во времени j-го элемента машины.

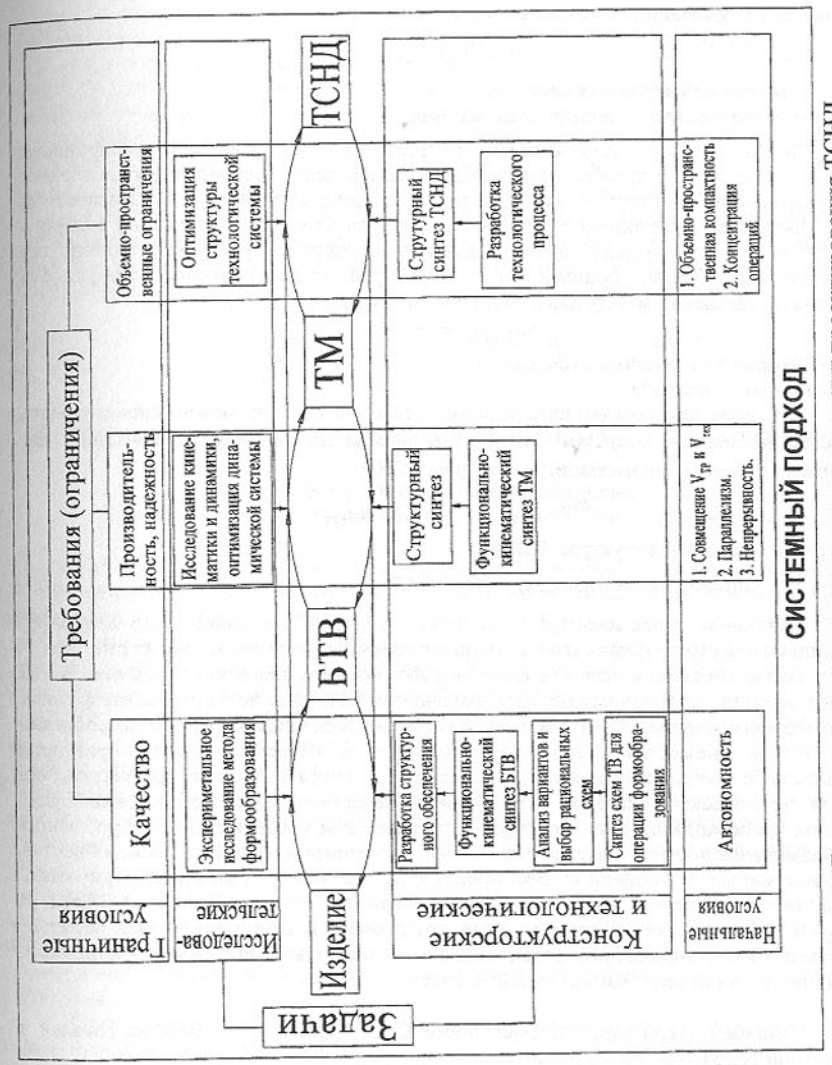


Рис. 2. Принципиальная структурная схема методики проектирования ТСНД для производства проволочных метизов

Совокупность исследовательских задач этого этапа состоит в том, что для принятой технологии формообразования необходимо исследовать кинематику и особенности динамических явлений работы ротора, а также по некоторому критерию Θ_1 провести оптимизацию динамической системы:

$$D \xrightarrow{\Theta_1} D_{opt},$$

где D - исходная динамическая система;

D_{opt} - оптимизированная динамическая система.

Наконец, синтез всей системы непрерывного действия как совокупности машин и механизмов по преобразованию заготовки в изделие состоит из двух основных задач: разработки ТП изготовления изделия и структурного синтеза автоматической линии. Множество подпроцессов образуют в совокупности ТП, на основании которого можно провести структурный синтез линии как множества структурных единиц для реализации ТП. Тогда, понимая под структурой упорядоченную совокупность элементов и отношений между ними, запишем структуру ТСНД [5, 6]:

$$Str_{TCHД} = \{E, R\},$$

где E - множество элементов ТСНД;

R - множество отношений.

При этом для производства одного и того же изделия можно синтезировать множество вариантов структур ТСНД. На основании некоторого критерия Θ_2 необходимо провести оптимизацию структуры ТСНД:

$$Str_{TCHД} \xrightarrow{\Theta_2} \left(Str_{TCHД}\right)_{opt},$$

где $Str_{TCHД}$ - исходная структура ТСНД;

$\left(Str_{TCHД}\right)_{opt}$ - оптимизированная структура ТСНД.

Описанная выше совокупность этапов и задач составляет всю методику. Принципиальная структурная схема методики проектирования приведена на рис. 2.

Таким образом, в данной работе разработана методика проектирования ТСНД для производства проволочных метизов, основанная на общем подходе к синтезу таких систем. Проектирование ТСНД для производства проволочных метизов целесообразно вести на базе множества принципов, основными из которых являются принципы модульности и соответствия, которые позволяют упростить процесс проектирования сложной технической системы. При этом в качестве граничных условий будут выступать требования по качеству обработки давлением головки изделия, требования по производительности и надежности машин и системы в целом, а также объемно-пространственные ограничения. Все проектирование можно разбить на три этапа, которые состоят в последовательном проектировании БТВ, роторов и всей ТСНД. В результате синтеза таких систем на базе предложенной методики можно добиться значительного увеличения производительности проволочных метизов и существенного повышения технико-экономических показателей.

Список литературы: **1.** Василишин С.А., Гураль И.Г.. Высадка гвоздей с увеличенной головкой// Кузнечно-штамповочное производство. - 2001. - №8. - С. 11 – 13. **2.** Высокопроизводительное оборудование для производства гвоздей/ А.А. Королев, Л.С. Кохан, И.Н. Киреев, А.В. Курилс. – М.: Черметинформация, 1971. – 38 с. **3.** Кошкин Л. Н. Роторные и роторно-конвейерные линии. - М.: Машиностроение, 1986. - 320 с. **4.** Клусов И. А. Проектирование роторных машин и линий. - М.: Машиностроение, 1990. - 320 с. **5.** Хубка В. Теория технических систем: Пер. с нем. – М.: Мир, 1987. – 208 с. **6.** Михайлов А. Н. Основы синтеза поточно-пространственных технологических систем. - Донецк: ДонНТУ, 2002. - 379 с. **7.** Михайлов А.Н. Общий подход в создании функционально-ориентированных и интегрированных технологий машиностроения// Машиностроение и техносфера XXI века: Сб. трудов межд. науч.-тех. конф. в г. Севастополе 12 – 17 сентября 2005 г. В 5-ти т.– Донецк: ДонНТУ, 2005. Т.2. - С. 261 – 274. **8.** Базров Б.М.. Модульная технология в машиностроении. – М.: Машиностроение, 2001. – 368 с. **9.** 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. **10.** Chernyshev E.A., Mikhaylov A.N. Continuous technological systems as an alternative way of nail production// Машиностроение и техносфера XXI века: Сб. трудов межд. науч.-тех. конф. в г. Севастополе 12 – 17 сентября 2005 г. В 5-ти т.– Донецк: ДонНТУ, 2005. Т.4. - С. 261 – 262.

Сдано в редакцию 26.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПЬЕЗОМАГНИТНЫХ ДАТЧИКОВ ЧИСЛА ОБОРОТОВ

Шарапов В.М., Мусиенко М.П., Марченко С.В., Трембовецкая Р.В., Линиченко А.М. *(ЧГТУ, г. Черкассы, Украина)*

The model of piezomagnetic sensor, built by means of the methods of automatic control theory is represented in the work. The methods of increase of amplitude of output tension of sensor and construction of piezoelements, which allow considerably to decrease influencing of vibration hindrances, are also described here.

В технике важной и часто встречающейся задачей является измерение частоты вращения валов двигателей и других рабочих механизмов.

Для этого разработано множество типов датчиков [1]: контактные, фотоэлектрические, электромагнитные и др. Контактные преобразователи просты и дешевы, однако они имеют низкую надежность из-за дребезга контактов, который приводит к искрению и ложным срабатываниям. Хорошей разрешающей способностью обладают фотоэлектрические датчики, однако они не могут работать в условиях оптической загрязненности среды. К основным недостаткам индуктивных преобразователей относится влияние внешних магнитных полей.

Хорошими характеристиками обладают датчики Холла, которые в настоящее время находят наибольшее применение в качестве датчиков числа оборотов. Они многофункциональны, малогабаритны, дешевы. Однако эти датчики сильно подвержены влиянию температуры, требуют источник питания, имеют насыщение и гистерезис.

Перечисленных недостатков лишены пьезомагнитные датчики. Они имеют малую массу и габариты, не требуют источников питания, не подвержены влиянию внешних агрессивных сред, могут работать при сравнительно больших температурах окружающей среды и др. [2].

В данной работе приведены результаты исследования пьезомагнитных датчиков числа оборотов, а также методы повышения амплитуды выходного сигнала и уменьшения влияния вибрационных помех датчика.

Схема пьезомагнитного датчика приведена на рис.1, а. [3, 4].

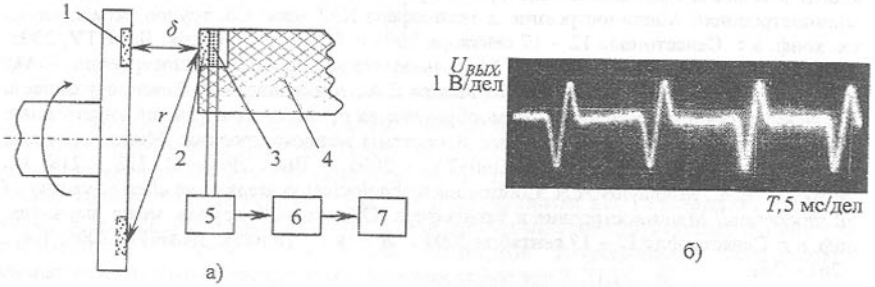


Рис. 1. Пьезомагнитный датчик числа оборотов: а – схема; б – выходной сигнал; δ – величина рабочего зазора; r – расстояние между магнитами

Пьезомагнитный преобразователь состоит из двух постоянных магнитов 1 и 2 и пьезоэлемента 3. Постоянный магнит 1 закреплен на вале рабочего механизма, постоянный магнит 2 – на пьезоэлементе 3, который крепится к статору 4. Пьезоэлемент подключается к усилителю 5, выход которого соединен со счетчиком импульсов 6 и индикатором 7.

При вращении вала магнит 1 проходит мимо магнита 2. В результате взаимодействия между магнитами происходит растяжение или сжатие пьезоэлемента. Вследствие прямого пьезоэффекта на его пластинах появляется электрическое напряжение, которое после усиления поступает на счетчик импульсов 7. Количество импульсов соответствует числу оборотов исследуемого вала.

Выходной сигнал преобразователя представлен на рис. 1, б.

На рис. 2 представлена структурная схема датчика.

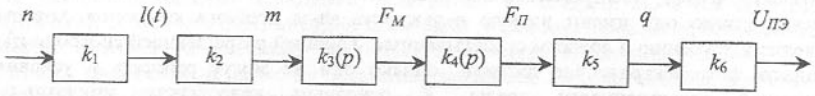


Рис. 2. Структурная схема пьезомагнитного датчика.

Звено k_1 описывает процесс преобразования частоты n вращения вала в изменение расстояния между магнитами l(t). При этом расстояние l(t) определяется из выражения:

$$l(t) = \sqrt{4r^2 \sin^2(\pi n t) + \delta^2}\ .$$

Изменение расстояния между магнитами l(t) вызывает изменение проницаемости формы воздушного зазора m (звено k_2), которая зависит только от формы воздушного промежутка.

Звено k_3 соответствует преобразованию изменения величины m при взаимодействии между магнитами (усилие F_M), которое определяется формулой:

$$F_M(l) = \frac{1}{2} B^2 \frac{\mu_0 S l_M}{(\rho + m(l)\mu_0)^2} \frac{dm(l)}{dl},$$

где μ_0 – магнитная постоянная ($\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м), B – магнитная индукция, ρ – коэффициент возврата, S – площадь поперечного сечения магнитов; l_M – толщина магнитов.

Звено k_4 соответствует преобразованию силы взаимодействия между магнитами F_M в силу, создающую давление на пьезоэлемент $F_П$, и является инерционным (апериодическим) звеном второго порядка [5] с передаточной функцией [6]:

$$k_4(p) = \frac{1}{T_2^2 p^2 + T_1 p + 1},$$

где T_1 = RC; T_2 = CL (R, C, L – сопротивление, емкость и индуктивность пьезоэлемента).

Звено с коэффициентом передачи k_5 соответствует преобразованию силы $F_П$ в заряд q на электродах пьезоэлемента:

$$k_5 = q / F_П = d_{31},$$

где d_{31} – пьезомодуль.

Звено k_6 описывает преобразование заряда q в напряжение на электродах пьезоэлемента $U_{ПЭ}$:

$$k_6 = 1 / C_{ПЭ}.$$

Общая передаточная функция примет вид [6]:

$$K(p) = k_1\, k_2\, k_3(p)\, k_4(p)\, k_5\, k_6.$$

Для получения переходной характеристики была использована формула взаимосвязи между частотными и переходными характеристиками

$$h(t) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{\mathrm{Re}(K(p)) \sin \omega t}{\omega} d\omega, \qquad (1)$$

где Re(K(p)) – действительная составляющая частотной характеристики, ω – угловая частота.

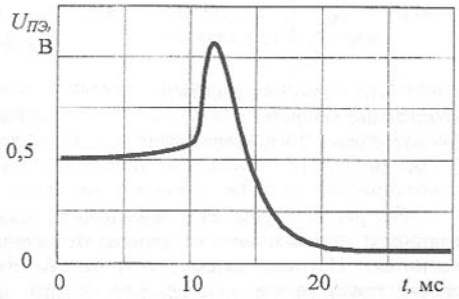


Рис. 3. Выходная характеристика пьезомагнитного датчика, рассчитанная по формуле (1)

На рис. 3 показана выходная характеристика пьезомагнитного преобразователя числа оборотов, рассчитанная с использованием пакета Mathcad 2001 [5].

Как видно из рис. 3, форма рассчитанного сигнала совпадает с положительной полуволной экспериментально полученного сигнала (рис. 1, б). Для получения отрицательной полуволны сигнала необходимо поменять границы интегрирования в формуле (1).

В работе было изучено влияние угла θ (рис. 4) между постоянными магнитами на выходное напряжение пьезомагнитного датчика тахометра, которое определяется выражением [7]:

$$U_{ВЫХ} = \frac{d_{ij} B H_c l_m}{2C} \times b g_1 \sqrt{(\mathrm{tg}^2 \frac{\theta}{2} + 1)/(\mathrm{tg}^2 \frac{\theta}{2} + \frac{g_1}{g_2})}, \quad (2)$$

где d_{ij} – пьезомодуль; H_c – коэрцитивная сила; C – емкость пьезоэлемента; $g_1 = \frac{1}{\pi}\ln(1 + \frac{2a}{\delta})$;

$$g_2 = \frac{a}{\delta} + 0.52(1 + \frac{a}{b}) + 0{,}308\frac{\delta}{b}.$$

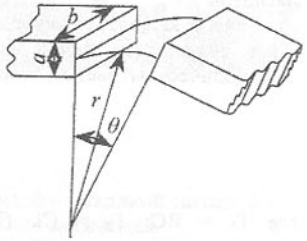


Рис. 4. Расположение магнитов пьезомагнитного датчика под углом

Анализ выражения (2) показал, что максимальный уровень выходного напряжения при ненулевом угле θ соответствует углу, равному 25°.

В работе исследовано несколько методов повышения уровня выходного напряжения пьезомагнитных датчиков тахометров [7-9]. Одним из них является введение в конструкцию постоянных магнитов небольшого воздушного зазора (рис. 5).

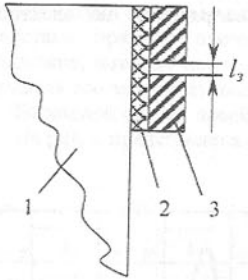


Рис. 5. Конструкция магнита с воздушным зазором $l_з$:
1 – ротор вала; 2 – пьезоэлемент; 3 – магнит

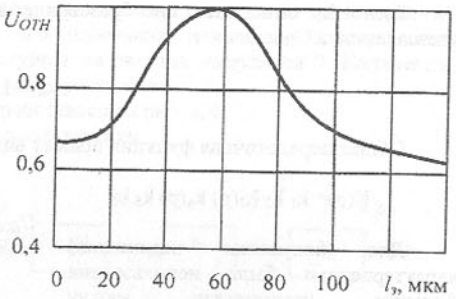


Рис. 6. Зависимость выходного напряжения датчика от величины воздушного зазора $l_з$ в магнитах

На рис. 6 приведена зависимость выходного напряжения (в относительных единицах) пьезомагнитного датчика от величины воздушного зазора $l_з$ в постоянных магнитах. Из нее видно, что максимальное значение выходного напряжения соответствует величине зазора $l_з$ = 60 мкм, при этом уровень выходного напряжения увеличивается более, чем в 1,5 раза по сравнению с использованием постоянных магнитов без зазора.

Другим методом повышения амплитуды выходного напряжения пьезомагнитных датчиков является изменение конструкции постоянных магнитов (рис. 7) [8].

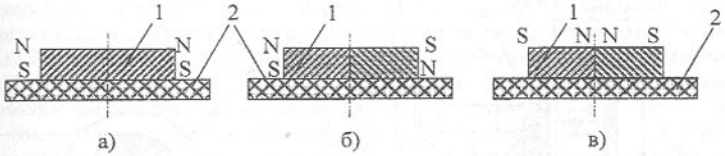


Рис. 7. Конструкции магнитов преобразователя: 1 – магнит; 2 – пьезоэлемент

Такое изменение конструкции приводит к изменению картины магнитного поля [9], что приводит к увеличению амплитуды выходного сигнала в 1,5-4 раза (рис. 8).

Увеличения амплитуды выходного сигнала более чем в 10 раз достигается при использовании в конструкции датчика биморфного пьезоэлемента [10, 11]. В эксперименте использовался биморфный пьезоэлемент на основе электроакустического преобразователя (звонка) ЗП-19. Зависимость амплитуды выходного сигнала пьезомагнитного датчика с биморфным пьезоэлементом от расстояния между магнитами δ показана на рис. 9.

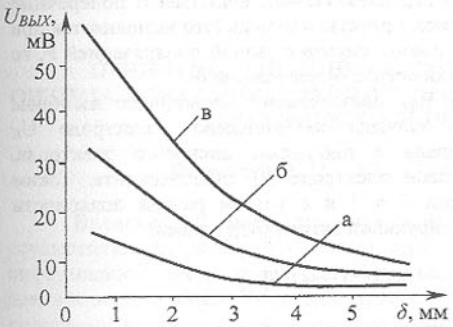


Рис. 8. Амплитуда выходного напряжения датчика при расположении магнитов по рис. 7

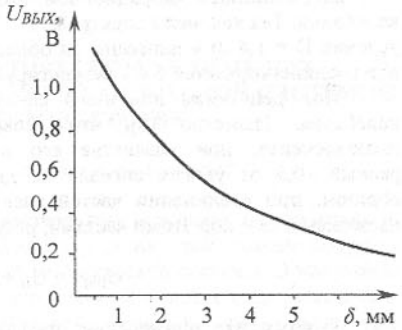


Рис. 9. Амплитуда выходного сигнала датчика с биморфным

Одним из недостатков известных пьезомагнитных датчиков является значительное влияние вибрационной помехи, которое возникает, главным образом, из-за вибраций постоянного магнита, прикрепленного к пьезоэлементу (в данном случае постоянный магнит выполняет роль инерционной массы пьезоакселерометра).

В работе разработаны конструкции датчиков, в которых влияние вибрационных помех значительно уменьшено.

Одна из таких конструкций представлена на рис. 10. Датчик содержит ротор 1 с закрепленным на нем постоянным магнитом 2, статор (на рис. не показан) с пластиной 3 из магнитомягкого материала 50НП, закрепленной по образующей, к которой прикреплен пьезоэлемент 4 с двумя электродами. Один из электродов (5) разделен на две части 6 и 7, одна из которых имеет вид кольца с внешним диаметром D, а другая –

диск с диаметром d, причем D = 1,4 d. Электроды нанесены на области пьезоэлемента с разной поляризацией P [12]. Сигнал с электродов поступает на усилитель 8 и счетчик 9.

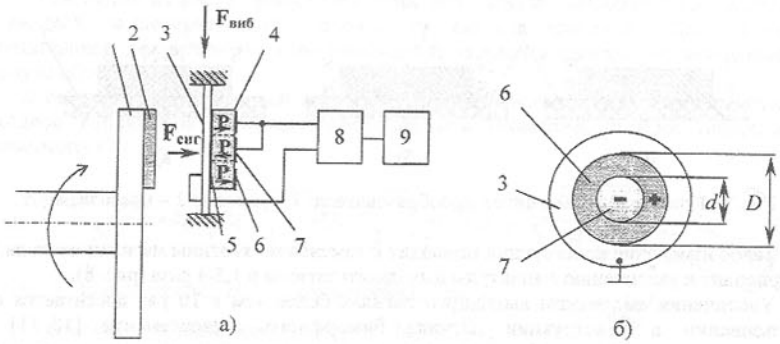


Рис. 10. Пьезомагнитный измеритель числа оборотов:
а – датчик; б – конструкция пьезоэлемента

Под действием вибрационной помехи $F_{виб}$ пьезоэлемент испытывает поперечные колебания. Так как части электрода 6 и 7 имеют равную площадь (это выполняется при условии D = 1,4 d) и нанесены на области пьезоэлемента с разной поляризацией P, то при соединении частей 6 и 7 результирующий сигнал будет равный 0.

Под действием полезного сигнала $F_{сиг}$ пьезоэлемент испытывает изгибные колебания. Известно [6], что уровень сигнала на кольцевом электроде $U_К$ пьезоэлемента, при равенстве его площади с площадью дискового электрода, равный ~ 0,5 от уровня сигнала на дисковом электроде $U_Д$ пьезоэлемента. Таким образом, при соединении частей электрода 6 и 7 и с учетом разной полярности пьезоэлемента P под этими частями, результирующий сигнал будет равен:

$$U_{вых} = U_Д + U_К = U_Д - 0{,}5U_Д = 0{,}5U_Д.$$

В результате применения предложенных конструкций датчиков соотношение полезный/вибрационный сигнал увеличивается с 7 дБ до 24 дБ.

Таким образом, в работе представлена модель пьезомагнитного датчика числа оборотов, исследованы методы повышения амплитуды выходного напряжения данного типа датчиков, а также конструкции, в которых значительно уменьшено влияние вибрационных помех.

Список литературы: **1.** Келим Ю.М. Электромеханические и магнитные элементы систем автоматики. – М.: Высш. шк., 1991. – 304 с. **2.** Электрические измерения неэлектрических величин / Под ред. П.В.Новицкого. – Л.: Энергия, 1975. – 576 с. **3.** Патент №461370. СССР. Тахометр / Паперно М.Б., Жигулин Ю.Н., Горбачев П.С. – МКИ G01P3/48, 1975, Бюл. №7. **4.** Патент №650009. СССР. Тахометр / Паперно М.Б., Горбачев П.С. – МКИ G01P3/42, 1979, Бюл. №8. **5.** Шарапов В.М., Мусиенко М.П., Марченко С.В. К исследованию модели пьезомагнитного датчика тахометра // "Вісник Черкаського державного технологічного університету". – 2004 – №4. – с. 90-95. **6.** Шарапов В.М., Минаев И.Г., Бондаренко Ю.Ю., Кисиль Т.Ю. и др.

Пьезоэлектрические преобразователи (Справочное пособие). Под ред. В.М.Шарапова. – Черкассы: ЧГТУ, 2004.– 435 с. **7.** Sharapov V.M., Marchenko S.V., Musiyenko M.P. Piezomagnetic sensors of tachometers // Вісник ЧДТУ. – 2005. – №3. – С. 60-63. **8.** Шарапов В.М., Мусиенко М.П., Марченко С.В. Методы повышения амплитуды выходного сигнала пьезомагнитного преобразователя числа оборотов // Збірник тез доповідей IV науково-технічної конференції "Приладобудування: стан і перспективи". – Київ: НТУУ "КПІ", 2005. – С. 121. **9.** Шарапов В.М., Мусиенко М.П., Марченко С.В. Исследование пьезомагнитных датчиков тахометров // Вісник ЧДТУ. – 2003. – №4. – С. 90-93. **10.** Шарапов В.М., Минаев И.Г., Бондаренко Ю.Ю., Кисиль Т.Ю., Мусиенко М.П., Роттэ С.В., Чудаева И.Б. Пьезоэлектрические преобразователи (Справочное пособие). Под ред. В.М.Шарапова. – Черкассы: ЧГТУ, 2004.– 435 с. **11.** Шарапов В.М., Мусиенко М.П., Шарапова Е.В. Пьезокерамические преобразователи физических величин. Под ред. В.М.Шарапова. – Черкассы: ЧГТУ, 2005.– 631 с. **12.** Шарапов В.М., Марченко С.В., Мусиенко М.П., Бондаренко Ю.Ю. Подавление вибрационной помехи пьезомагнитных датчиков тахометров // Труды III международной научно-технической конференции "Вибрация машин: измерение, снижение, защита". – Донецк, 2005. – С. 29-31.

Сдано в редакцию 12.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ПРИНЯТИЕ РЕШЕНИЙ В АВТОМАТИЧЕСКОМ РЕЖИМЕ ПРИ ОПТИМАЛЬНОМ УПРАВЛЕНИИ СЛОЖНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМОЙ ПО УНИВЕРСАЛЬНОМУ МНОЖЕСТВУ

Шумский И. П. (*ООО «Регула», г. Минск, Белоруссия*)

Введение. В машиностроительном производстве возникает необходимость осуществлять безразборную техническую диагностику и на этой основе получать информацию о прогнозе ресурса работы сложной механической системы. В настоящее время к этой проблеме обращено пристальное внимание. Создаются информационно-программные комплексы и методы математической обработки информации для принятия решения [1-3].

Информация о техническом состоянии работающей сложной системы поступает с различных датчиков, которые позволяют анализировать: 1) акустическую эмиссию в пассивном [1,4] и активном режимах [5]; 2) радиошумовую эмиссию [4,6]; 3) эффект магнитной памяти металлов [7]; 4) микронапряжения [8-10].

При эксплуатации сложных конструкций в различных экстремальных условиях проблема принятия правильного решения стоит особенно остро. Сложность в принятии правильного решения обусловлено тем, что в процессе эксплуатации различные конструкционные детали в сложной механической системе ведут себя неоднозначно, т.е. физико-механические свойства изменяются по-разному. При осуществлении оптимального управления сложной технической системой анализируется совокупность признаков в сравнении с эталоном, на базе которых принимается решение по факту отклонения от эталона. Если совокупность признаков в сравнении с эталоном является бинарной и устанавливается заданным пороговым значением, то такая совокупность представляет собой четкое множество. Когда же используемая совокупность признаков

в сравнении с эталоном является бинарной, но устанавливается порогом, каждый со своей вероятностью, то такая совокупность признаков образуется нечетким множеством. Практически возникает необходимость производить анализ состояния работающей конструкции, как по четким, так и по нечетким множествам, которые формируют универсальное множество. Ниже рассмотрим, каким образом принимается решение в процессе анализа универсального множества.

Аппаратно-программный комплекс сложной механической системы. Общая схема функционирования сложной механической системы в автоматическом режиме с принятием решения по многим измеряемым параметрам приведена на рис. 1. На вход системы поступает универсальное множество:

$$X = \{x_1, x_2, ...x_N\}. \qquad (1)$$

В таком универсальном множестве присутствуют (рис. 1) как четкие:

$$A_i = \{x \in X | \mu_{A_i}(x) = 1\}, \qquad (2)$$

так и нечеткие множества:

$$B_k = \{x \in X | \mu_{B_k}(x) \neq 1\}, \qquad (3)$$

где $\mu_A(x)$ и $\mu_B(x)$ - функции принадлежности (ФП).

В блок A поступают измеряемые параметры системы четкого множества, а в блок B_k – параметры системы нечеткого множества. Данные об объекте в блоке A сравниваются с эталоном с использованием информации, поступающей с признаков $x_1, x_2, \ldots, x_n$, которые характеризуют состояние объекта. Последующие признаки $x_{n+1}, x_{n+2}, ...x_N$, у которых ФП < 0,95 поступают в блок B_k, где производится их ранжировка по их информативности, т.е. по α-срезу. Данные с соответствующих датчиков сравниваются с эталоном, и полученное отношение $\mu_B(x_K)$ анализируется на заданном уровне α-среза. При отрицательном ответе производят анализ признаков на следующем уровне α-среза. Величина уровня α-среза в процессе обучения и длительной эксплуатации уточняется путем введения обратной связи $\Delta\, \mu_B(x_K)$, $i=n+1, \ldots, N$. После анализа всех признаков, характеризующих состояние системы, принимается решение. В случае отклонения от заранее определенного порога по всем уровням α-среза инициируется обратная связь Q на включение автоматизированной системы анализа исследуемого объекта по увеличенному количеству признаков. Решение на управление и регулирование такой системой в автоматическом режиме производится на основе получения информации об ее состоянии путем проведения измерений различных параметров соответствующими датчиками на каждом из заранее определенных уровней.

Автомат должен опросить последовательно все датчики по каждому признаку и проанализировать полученное значение путем сравнения с эталонами на каждом уровне. Первоначально опрос осуществляется по признакам, которые составляют четкое множество с $\mu_A(x) \geq 0{,}95$ и в блоке принятия решения по порогу или другому критерию выдается выходной сигнал на управление, а в случае отклонения от заданного порога выдается сигнал на включение уровней нечеткого множества.

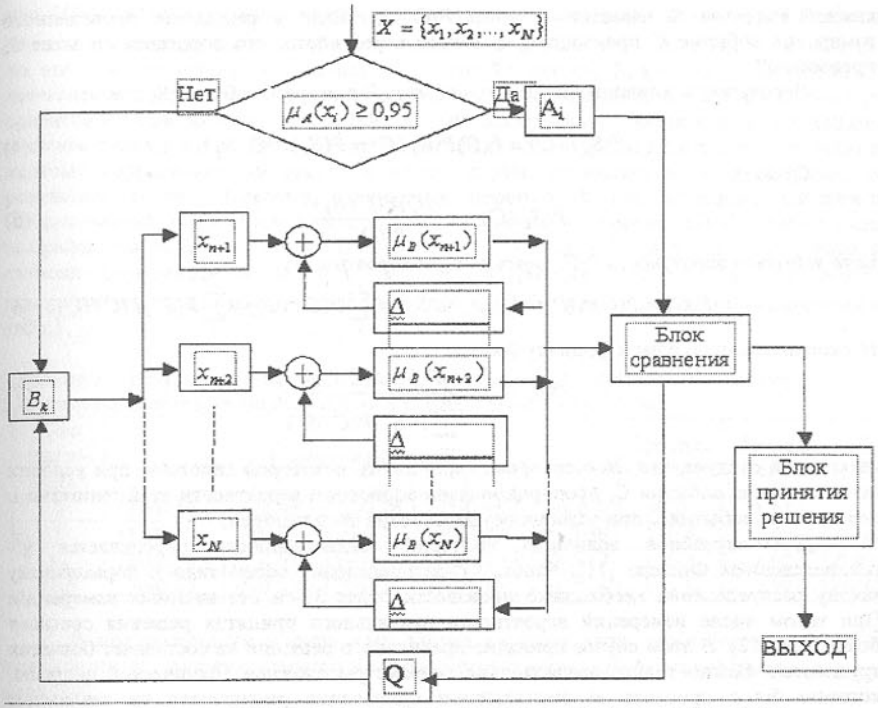


Рис. 1. Схема работы автомата со многими измеряемыми параметрами системы с выдачей сигнала на управление.

Для повышения достоверности в ряде случаях необходимо расширять число признаков на каждом уровне при последовательном их анализе. Такой подход с использованием многоуровневого анализа позволяет, во-первых, автомату принимать оптимальное решение на управление близкое к реальному времени, и, во-вторых, вероятность принятия правильного решения возрастает, т.к. результирующая вероятность принятия правильного решения равна сумме вероятностей, полученных по всем четким и нечетким множествам. Таким образом, при таком многоуровневом подходе автомат на первом основном уровне производит анализ четкого множества и принимает необходимое решение. Более скрытые изменения выявляются на следующих уровнях со все меньшим значением α-среза.

Принятие решения по четкому множеству осуществляется путем сравнения полученного значения с эталоном. Каждый измеряемый параметр является случайной величиной. Поэтому вероятность высказывания той или иной гипотезы по каждому измеряемому параметру определяется соответствующим пороговым значением S_k. Пусть событие C происходит при одном из следующих условий: $S_1, S_2, \ldots, Sn$, несовместных друг с другом и образующих исчерпывающее множество. Вероятность каждого из этих условий $P(S_v)$ известна. В этом случае такая вероятность является априорной вероятностью гипотезы S_v. Вероятность осуществления события C при

каждой гипотезе S_v известна и равна $P(C/S_v)$. Если в результате проведенного измерения событие C произошло, то какова вероятность, что пороговое событие S_k произошло?

Вероятность совмещения первого события C и второго события S_k равна:

$$P(S_k \cap C) = P(C)P(S_k/C) = P(S_k)P(C/S_k). \quad (4)$$

Отсюда:

$$P(S_k/C) = \frac{P(S_k)P(C/S_k)}{P(C)}. \quad (5)$$

Если выразить вероятность $P(C)$ через полную вероятность:

$$P(C) = P(C \cap (S_1 \cup S_2 \cup ... \cup S_n) = \sum_v^n P(C \cap S_v) = \sum_v^n P(S_v)P(C/S_v), \quad (6)$$

то окончательно получаем формулу Бэйеса:

$$P(S_k/C) = \frac{P(S_k)P(C/S_k)}{\sum_v^n P(S_v)P(C/S_v)}, \quad (7)$$

из которой следует, что апостериорная вероятность некоторой гипотезы, при условии осуществления события C, пропорциональна априорной вероятности этой гипотезы и вероятности события C при условии осуществления этой гипотезы.

Для случайной величины критерий согласованности определяется χ^2-распределением Фишера [11]. Чтобы χ^2-распределение переходило к нормальному закону распределения необходимо произвести более 30-ти независимых измерений. При таком числе измерений вероятность правильного принятия решения составит более 0,95 [12]. В этом случае принятие правильного решения не составляет больших трудностей. Важно только выявить такие параметры сложной технической системы, которые бы в процессе ее эксплуатации однозначно реагировали на различные изменения.

Рассмотрим пример, когда принимается решение по измерениям твердости материала методом Бринелля-Роквелла путем контактного деформирования при внедрении сферического индентора, как это было предложено в работе [13]. При заданном увеличении изображения измеряется диаметр вдавливания стального закаленного шара под действием усилия, приводящего к заметной деформации поверхности исследуемого материала отдельных узлов сложной конструкции. При цифровой обработке измерение диаметра производится в пикселях. Для эталонного изображения диаметр (d) равен N_0 пикселей, а ошибка измерения составляет один пиксель, т.е. $\pm 1 dpi$, которая возникает вследствие ошибки установления точек на строгом диаметре. Аналогично для исследуемого материала, состоящего из данного вещества, диаметр вдавливания имеет значение N_1 пикселей с ошибкой: $\Delta N_1 = \pm 1 dpi$. Очевидно, что допустимое отклонение разности этих величин составит не более $\pm 2 dpi$.

Если разность диаметров исследуемого материала и эталонного образца составляет более трех пикселей, то материал исследуемой детали существенно изменил свое свойство и подлежит замене. Математически данное условие запишется в виде:

$$|M(N_1) - M(N_0)| \geq 3\Delta N, \quad (8)$$

где $M(N_1), M(N_0)$ - среднее значение диаметров соответственно исследуемой детали и эталонного образца. Условие (8) достаточно грубое. Если это условие не выполняется, то это еще не значит, что деталь не подлежит замене. Более надежным является применение корреляционного анализа. Однако корреляционный анализ применим при сравнении разнородных измерений, а для однородных измерений и не сильно отличающихся друг от друга коэффициент взаимной корреляции стремится к нулю и поэтому корреляционный анализ в нашем случае применять не целесообразно. В результате анализа заведомо идентичных деформаций для исходного материала (дюралюминий) было установлено, что средний размер составляет 120 dpi. Затем были выбраны три образца прямоугольного сечения, которые были подвергнуты разной степени деформации на пределе упругой деформации $(\Delta l / l = 0{,}2\%)$. Результаты измерений после однократного, десятикратного и стократного растяжении приведены в табл.1.

Таблица 1 - Результаты измерений диаметра углублений в *dpi* после нескольких растяжений образца из дюралюминия в упругой области на 0,2 %.

К-во растя-жений	Номера измерений					Среднее значение	Дисперсия	P (S_k/C)
	1	2	3	4	5			
0	118/0,16	119/0,48	122/0,16	121/0,48	120/1,0	120	1,41	-
1	117/0,66	118/0,43	116/0,31	115/0,12	117/0,66	116,6	1,02	0,168
10	120/0,70	121/0,57	119/0,17	120/0,70	122/0,12	120,4	1,02	0,964
100	124/0,67	125/0,43	120/0,31	119/0,17	126/0,25	122,8	2,78	0,692

В предположении нормального закона распределения вероятность получения того или иного значения диаметра d определяется нормальной функцией распределения вида [14]:

$$\Phi(d) = \frac{2}{\sqrt{2\pi}} \int_d^{\infty} e^{-x^2/2} dx. \quad (9)$$

Результаты вычислений функции (9) для каждого найденного значения диаметра углубления приведены в табл. 1 под чертой.

При определении ресурса работы конкретной детали необходимо знать величину совместной вероятности заданного критического диаметра углубления к средне измеренному $P(S_k/C)$, а также текущие совместные вероятности $P(C/S_v)$, которые определяются величиной интеграла перекрытия, как это показано на рис. 2 заштрихованной областью.

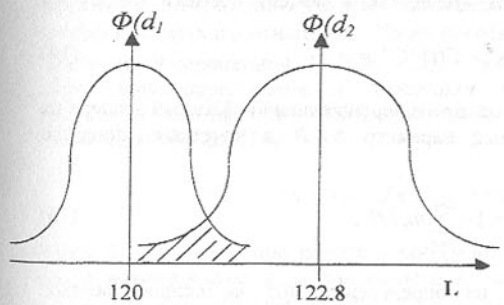


Рис. 2. Пример определения совместной вероятности $P(C/S_k)$

Из полученных данных следует, что при первоначальном нагружении происходит упрочнение материала и его свойства резко отличаются от исходного материала. С ростом числа нагружений совместная вероятность резко падает. При совместной вероятности менее 0,69 деталь может

выйти со строя. Для каждого материала эту предельную величину совместной вероятности определяют опытным путем. Таким образом, используя четкие множества, в автоматическом режиме принимают решение по величине критерия Бэйеса.

Принятие решения по нечеткому множеству. При наличии взаимного влияния отдельных элементов системы друг на друга и изменения этого влияния вследствие воздействия не контролируемых внешних условий работы, возникают неопределенности в правильном принятии решения по тому или иному параметру. Совокупность таких неопределенных параметров составляет нечеткое множество (3). Возникает сложная ситуация.

В этом случае функция принадлежности помимо интервала [0,1] может принимать свои значения в интервале [-1,1]. При $\mu(x) > 0$ имеется возможность принять правильное решение. Если $-1 \le \mu(x) < 0$, то принимается неверное решение, которое не выводит полностью из строя работающую сложную систему, но нарушает ее нормальный режим работы. При $\mu(x) < -1$ принимается решение, которое полностью выводит из строя работающую систему. Правильное принятие решения по нечетким множествам определяется α-срезом, т.е.:

$$B_k = \{x \in X | \mu_{B_k}(x) = \alpha\}. \tag{10}$$

При построении функции принадлежности для принятия правильного решения используются три подхода [8]: объективный, субъективный и статистический.

Объективный подход исходит из следующих предположений. Пусть в момент времени t i-тый параметр дает показание $C_i(t)$, которое следует относить к состоянию с отрицательным решением, а максимальное значение отрицательного состояния соответствует $C_i^m(t)$. Тогда ФП для i-го параметра:

$$\mu_{B_i}(x) = 1 - C_i(t) / C_i^m(t). \tag{11}$$

Полное состояние ниже α-среза найдется следующим образом:

$$C(t) = \sum_{i=1}^{n} C_i(t), \tag{12}$$

а полное максимальное значение по отказам составит:

$$C^m = \sum_{i=1}^{n} C_i^m. \tag{13}$$

В результате для всего нечеткого множества в момент времени t получим следующую ФП:

$$\mu_B(t) = 1 - C(t) / C^m = \alpha \quad . \tag{14}$$

Субъективный подход использует метод экспертных оценок. Каждый эксперт на вопрос принадлежит данный измеряемый параметр $b \in B$ к нечеткому понятию отвечает «да-нет» [0,1]. Тогда:

$$\mu_B(t) = 1 - \sum_{b \in B_i} m_i / N, \tag{15}$$

где N – общее число экспертов.

Статистический метод исходит из определения ФП на основе данных, собранных в результате проведенного эксперимента с неточными измерениями. Пусть $B = \{x, \mu_B(x)\}$ - нечеткий выход системы и имеется последовательность неточных

измерений выхода B: $\{I_k | k = 1,2,...q\}$, где I_k – ограниченный интервал на множество U, появление которого наблюдалось n_k раз и $I = \bigcup_{k=1}^{q} I_k \neq 0$.

Если E_i ($i = 1,\ldots,r$) – множество таких вложенных интервалов, то можно положить

$$I \subseteq E_1 \subseteq E_2 \subseteq \ldots \subseteq E_r = \bigcup_{k=1}^{q} I_k. \tag{16}$$

Каждый результат измерений I_k единственным образом связывается с самым малым интервалом E_i. При относительном числе измерений, равных I_k, вероятность появления которых

$$P(I_k) = n_k / \sum_{i=1}^{q} n_i. \tag{17}$$

Для выполненных измерений можно ввести понятие дельта-функции

$$\delta_{E_i}(I_k) = \begin{cases} 1 & I_k \quad \textit{связан с интервалом } E_i \\ 0 & I_k \quad \textit{не связан с интервалом } E_i \end{cases}. \tag{18}$$

На основании (17) и (18) получаем частоты:

$$m(E_i) = \sum_{k=1}^{q} \delta_{E_i}(I_k) P(I_k), \text{ i = 1, ...,r.} \tag{19}$$

В результате для ФП нечеткого множества B имеем:

$$\mu_B(x) = \begin{cases} \sum_{j=i}^{r} m(E_j), & \textit{если} \quad x \in E_i; x \notin E_{i-1} \\ 0, & \textit{если} \quad x \in U - E_r. \end{cases} \tag{20}$$

Чтобы иметь полную картину о возможностях правильного принятия решения по нечетким отношениям необходимо определить доверительный интервал по каждому признаку. Доверительный интервал находится по известной функции распределения, которая заранее известна. В случае нечетких множеств такой функцией распределения является функция распределения возможностей. Рассмотрим, каким образом осуществляется построение функции распределения возможностей (ФРВоз) принятия правильного решения по нечеткой переменной.

Построение функции распределения возможностей. Пусть имеется n признаков, относительно которых устанавливается сравнение и принимается решение по факту нечеткого отношения. Тогда последовательность данных $\{x_1,...,x_n\}$ является реализацией переменной X, а $L(x_1, ...,x_n)$ возможность, что $X_1 = x_1,..., X_n = x_n$ $L(x_1,...x_n)$. При таком определении X_n выступает в роли функции правдоподобия. Для характеристики нечетких отношений переменной X введем функцию распределения возможностей вида [15]:

$$\pi_X(x) = L(x_1,...,x_n) = \exp\left[-((x-d)/b)^2\right]. \tag{21}$$

Здесь d и b параметры функции распределения возможностей. Если рассматривать меры возможностей и необходимости в рамках теории интервальных средних, то параметр a находится как среднее значение интервала вида:

$$a_i = \left(\min_{1 \le i \le n} x_i + \max_{1 \le i \le n} x_i\right)/2. \tag{22}$$

Чтобы определить параметр b, необходимо максимизировать функцию правдоподобия, т.е.

$$L(x_1,...,x) = \min_{1\le i\le n} \exp\left[-\left((x-d)/b\right)^2\right], \qquad (23)$$

но при этом необходимо еще ввести понятие риска α и доверительного интервала $b\varepsilon_\alpha$ следующим образом:

$$\prod\left(\left|(x_i-d)/b\right| > \varepsilon_\alpha, i=1,...,n\right) = \min_{1\le i\le n}\prod\left(\left|(x_i-d)/b\right|\right) > \varepsilon_\alpha = \alpha, \qquad (24)$$

где ε_α – некоторое значение, при котором с риском α можно утверждать, что $\left|(x-d)/b\right| \le \varepsilon_\alpha$ для всех $i \le n$. Отсюда

$$b = \frac{\max_{1\le i\le n}(x-d)}{\varepsilon_\alpha}. \qquad (25)$$

Следовательно, $\prod\left(\left|(x_i - d/b\right| > \varepsilon_\alpha\right)$ - есть возможность того, что x_i лежит в доверительном интервале $\left[d-b\varepsilon_\alpha, d+b\varepsilon_\alpha\right]$ с заранее заданным значением ε_α, которое устанавливается экспертами. Из минимизации ширины доверительного интервала выбирается значение параметра b в виде:

$$b = \frac{\max_{1\le i\le n} x_i - \min_{1\le i\le n} x_i}{2\varepsilon_\alpha}. \qquad (26)$$

В теории интервальных средних различают верхнее значение вероятности события $\overline{P}$, называемую возможностью правильного принятия решения ($R = \overline{P}$) и нижнее значение вероятности события $\underline{P}$, называемую необходимостью правильного принятия решения ($N = \underline{P}$). Возможность выявления дефекта характеризуется значением $Q_i = \alpha_i^*$. Обеспеченность принятия правильного решения по каждому из признаков определяется интервалом $[R_i, N_i]$ при $R = 1$ и $N = 1 - \alpha^*$, как показано на рис.3.

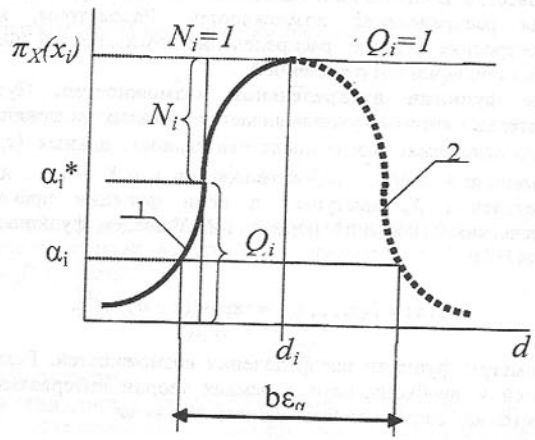


Рис. 3. Функция распределения возможностей: 1 – ФРВоз правильного принятия решения; 2 – ФРВоз неверного решения.

Критерий принятия правильного решения по каждому из признаков определяется относительно нормального значения в виде:

$$k_{рез.} = \frac{1}{n}\sqrt{\sum_i (1-\alpha_i)^2} \le \bar{k}, \qquad (27)$$

где $\bar{k}$ - критерий, устанавливаемый экспертами.

Рассмотрим конкретный пример. Пусть анализируется изображение деталей сложной системы в автоматическом режиме по следующим признакам: размер детали по длине x_1 и ширине x_2, периметр изображения x_3, угол между заданными тремя точками x_4 и расстояние между выбранными точками x_5. Экспертные оценки указанных признаков по функции правдоподобия $\overline{\alpha}$ приведены в табл. 2. По предъявленным трем деталям статистическим методом получены функции правдоподобия, которые также приведены в табл. 2. По измеренным данным множества нечетких отношений состоящих из 5-ти признаков, автомат принял решение, что первая и вторая деталь подлежат замене, а третья деталь является идентичной эталону.

Таблица 2. Функции правдоподобия относительно нормального значения для трех предъявленных деталей по 5-ти признакам принятия решения.

Пара-метры	Признаки					Параметр k	Решение
	x_1	x_2	x_3	x_4	x_5		
$\overline{x}$, *dpi*	150	120	253	40^0	27		
Δx, *dpi*	2	2	5	$0{,}5^0$	2		
$\overline{\alpha}$	0,72	0,80	0,65	0,90	0,95	0,050	
α_1	0,70	0,82	0,60	0,82	0,90	0,065	заменить
α_2	0,75	0,80	0,60	0,92	0,90	0,056	заменить
α_3	0,70	0,82	0,67	0,90	0,89	0,049	не заменять

Таким образом, используя нечеткие отношения относительно нормированных значений функций правдоподобия с их многоуровневым анализом и получая экспериментальные значения функций правдоподобия для предъявляемых деталей по критерию относительно нормированных значений функций правдоподобия, можно реализовать автомат отбраковки с вероятностью более 0,95 с использованием значительно меньшего количества признаков, характеризующих физико-механическое состояние деталей сложной механической системы практически в реальном масштабе времени.

Список литературы: **1.** Автамонов А. В., Петров Г. В. Программный комплекс акустико-эмиссионного контроля. // Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций и методов их решения: Труды V Международной конференции. СПб.: Изд. СПбГПУ, 2003, с. 3-6. **2.** Александров Д. П. Информационно-системные модели процессов проектирования, испытания и эксплуатации военно-технических комплексов с заданными показателями надежности. // Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций и методов их решения: Труды V Международной конференции. СПб.: Изд. СПбГПУ, 2003, с. 6-12. **3.** Александров Д. П., Митяева О. В., Санников В. А. Использование методов математической статистики при информационно-системном анализе работоспособности твердотопливных ракетных двигателей. // Научно-

технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций и методов их решения: Труды V Международной конференции. СПб.: Изд. СПбГПУ, 2003, с. 12-13. **4.** Гречихин Л. И. Безразборная техническая диагностики сложных конструкций и возможности прогнозирования ресурса работы. // Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций и методов их решения: Труды V Международной конференции. СПб.: Изд. СПбГПУ, 2003, с. 152-173. **5.** Семашко Н. А., Физулаков Р. А. Прогнозирование времени разрушения жаропрочной стали при испытании на длительную прочность. // XIV Петербургские чтения по проблемам прочности. Санкт-Петербург, 12-14 марта 2003 г.: Сб. тезисов. СПб., 2003 г. С. 244-245. **6.** Гречихин Л. И., Тимошевич В. Б. Техническая диагностики технологических процессов и энергетических устройств в машиностроении путем анализа генерируемого радиошума. // Машиностроение: Сб. научных трудов. Вып. 17. Под ред. И. П. Филонова. Мн.: УП «Технопринт», 2001. С. 409-421. **7.** Малинин В. Г., Малинин В. В., Малинин Г. В. Прогнозирование прочностного ресурса конструкционных материалов и изделий при сложном нагружении, основанный на структурно-аналитической мезомеханике и эффекте магнитной памяти металлов. // Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций и методов их решения: Труды V Международной конференции. СПб.: Изд. СПбГПУ, 2003, с. 297-299. **8.** Малинина Н. А. Механика многоуровневых сред с микронапряжениями. // Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций и методов их решения: Труды V Международной конференции. СПб.: Изд. СПбГПУ, 2003, с. 299-301. **9.** Малинина Н. А., Малинин В. Г. Мезомеханика конструкционных материалов с микронапряжениями. // Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций и методов их решения: Труды V Международной конференции. СПб.: Изд. СПбГПУ, 2003, с. 301-303. **10.** Уткин В. С., Кошелева Ж. В. Определение остаточной надежности и остаточного ресурса конструкций при ограниченной информации. // Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций и методов их решения: Труды V Международной конференции. СПб.: Изд. СПбГПУ, 2003, с. 525-527. **11.** Боев Г.П. Теория вероятностей. М.-Л.: ГИТТЛ, 1950. 368 с. **12.** Герасимович А. И., Матвеева Я. И. Математическая статистика. Мн.: Вышэйшая школа, 1978. – 200 с. **13.** Барон А. А., Бахрачева Ю. С. Развитие модели для прогнозирования трещиностойкости материалов на основе критерия Гриффитса. // Научные труды V Международного симпозиума «Современные проблемы прочности» им. В.А. Лихачева. 20-24 октября 2003, г. Старая Русса: в 2 т.- т 2 / Под ред В.Г. Малинина; НовГУ им. Я. Мудрого. Великий Новгород 2003 г. С. 178-182. **14.** Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. М.: Наука, 1970. – 720 с. **15.** Уткин Л.В., Шубинский И.Б. Нетрадиционные методы оценки надежности информационных систем. – СПб.: Любавич, 2000. – 173 с.

Сдано в редакцию 19.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бутенко В.И..

ETUDE DE L'USURE PAR FATIGUE A HAUTE TEMPERATURE EN ATMOSPHERE OXYDANTE DE L'ACIER REFRACTAIRE DU TYPE Z40CN 25-12M

Mustapha NASRI *(Unité de recherche :Génie des Matériaux- IPEIT-Tunisie)*

The austenetic material containing ductile grain boundries was abraded by microploughing and microcutting. The referactary material containing embrittled grain boundaries was abraded by microploughing, microcutting and microcracking. Microcracking resulted in flacking of large wear debris. In both cases, coarse-grained structures revealed greater resistance to abrasive wear with severe loading. During wear by many abrasively action particles, microploughing and microcutting can be overtaken by microfatigue. The part of the groove edges by microploughing is sheared off by following abrasive particles. This can occur in a single pass of following abrasive particle or, more generally, by fatigue of the deformed material due to many abrasive particles. The material is detached when the fatigue limit is exceeded.

1-Intoduction

Les procédés de fabrication de l'acier Z40 CN25-12M, ne permettent pas d'obtenir des lots parfaitement identiques. Une variation de la répartition des défauts d'un lot à un autre peut être remarquée [1]. Cette variation entraîne une modification des caractéristiques mécaniques ainsi que de la limite d'endurance [2]. D'autre part, la perte de masse par frottement de cet acier dépend du nombre de jonctions métalliques et de leur taille. Le milieu ambiant tend à accélérer le phénomène ou à le ralentir, suivant qu'il favorise ou défavorise l'existence des jonctions métal-métal et le transfert qui en résulte [3].

Les propriétés thermiques peuvent prendre une importance capitale dans certaines circonstances, notamment à vitesse élevée où l'évacuation de la chaleur engendrée au niveau des surfaces devient un problème prépondérant pour conserver aux aciers des caractéristiques suffisantes et éviter les phénomènes d'adhérence à haute température [4].

Pour permettre à cet acier Z40 CN25-12M d'avoir une meilleure performance dans les cimenteries, l'augmentation de la durée de vie et l'amélioration de la résistance à l'usure par fatigue à haute température sont les facteurs à rechercher.

Des essais d'usure par fatigue sont effectués sur cet acier en fonction des traitements thermiques, ont permis de mesurer la perte de masse, la rugosité et le coefficient de frottement au cours du temps.

2 - Conditions expérimentales

2 - 1 Elaboration des échantillons

Les échantillons ont été élaborés dans un four à arc et coulés dans des moules en sable silico-argileux.

2-2 Composition chimique des échantillons

Il s'agit d'un acier fortement allié, dont la composition chimique est donnée par le tableau.

Tableau 1 - Composition chimique de l'acier Z40CN 25-12M

Eléments d'addition	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Mo
Analyse chimique%	0.65	1.16	2.19	0.016	0.029	24	11.5	0.15

2-3 Eprouvettes

Les éprouvettes sont des anneaux cylindriques. La surface de frottement est une couronne de rayon intérieur 16mm et de rayon extérieur 19mm ce qui donne un contact plan dont l'aire théorique de 329.7 mm^2 reste constant durant les essais. Des rainures de clavetage ont été prévues pour ces éprouvettes, pour limiter les perturbations dues aux arêtes vives des chanfreins ou arrondis. Une enceinte étanche (four) contient les éprouvettes, un moteur avec variation électronique entraîne l'arbre qui porte l'éprouvette frotteur.

La charge est appliquée sur l'éprouvette piste par l'intermédiaire d'une glissière. La figure 1 donne le principe de fonctionnement de cet tribomètre. Ce tribomètre étudié au laboratoire de tribologie par J. BOULET à L'ISMCM [5], permet la mesure du coefficient de frottement dynamique sous vide, en fonction de la charge, de la vitesse et de la température.

Le chauffage des échantillons au cours de l'essai d'usure par fatigue est assuré par un four électrique. En utilisant un thermocouple on surveille de façon continue l'enregistrement de la température au niveau du four et des échantillons.

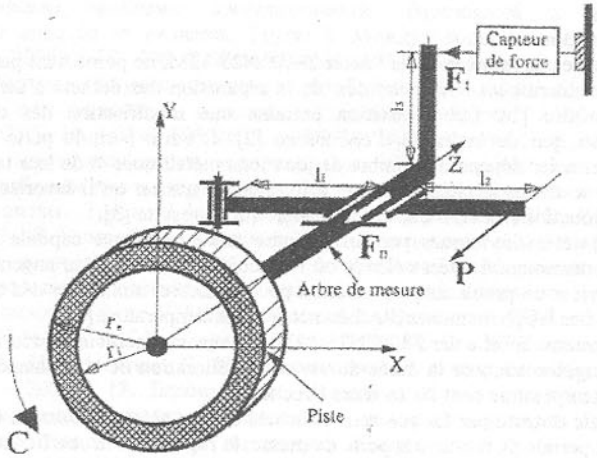


Fig. 1. Schéma de principe du tribomètre

2- 4 Conditions d'essais et paramètres à relever

Pour tous les essais nous disposons des éprouvettes traitées thermiquement et d'autres bruts de moulage

Conditions d'essais

Les essais sont effectués à haute température (800 et 900°C) et à l'air sec, la pression hertzienne de contact est faible (2.5 bar ≈ 5Kg), le mode de contact est plan, la vitesse de glissement est de 1 tr/s (0.1 m/s) cette vitesse est faible pour avoir la stabilité du système . les essais sont limités à 2 heures, mais sont bien entendu arrêtés avant en cas de grippage.

Paramètres à relever

- Les éprouvettes sont pesées avant et après essai pour mesurer l'usure quantitative ou déceler des transferts éventuels (la précision de la balance est 10^{-4} g).
- On mesure également au Talysurf la rugosité des surfaces en contact.

- La rotation de l'éprouvette frotteur, introduit sur l'éprouvette piste un couple qui est mesuré par l'intermédiaire du coefficient de frottement dynamique dans les conditions déjà décrites.
- Une observation au microscope électronique à balayage des surfaces de frottement est faite au niveau du frotteur et de la piste.

3- Analyse des résultats

Les essais d'usure et de frottement pratiqué sur l'acier Z40 CN 25-12M ont permis de mesurer la matière enlevée en fonction du temps ainsi que le coefficient de frottement métal/métal et la rugosité.

3-1 Variation du coefficient de frottement en fonction du temps

Les points expérimentaux concernant l'évolution du coefficient de frottement au cours du temps de glissement figure(2), montrent que dans l'ensemble des essais, nous avons un coefficient de frottement de nature vibratoire, augmentant légèrement avec le temps puis se stabilise. On peut néanmoins tracer l'allure générale des coefficients de frottement (Exemple : quelques essais)

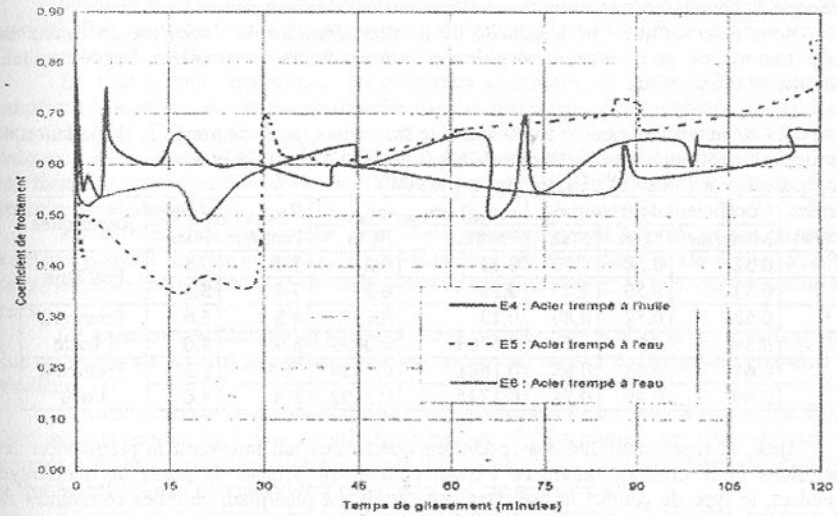


Figure 2 - Variation du coefficient de frottement en fonction du temps

La variation du coefficient de frottement à la température (T = 800°C) de l'acier étudié, mesurée après 120m de déplacement, atteint des valeurs élevées de 0.8 pour la trempe à l'eau. Ce coefficient montre une dispersion entre 0.5 et 0.7. la valeur la plus faible de ce coefficient s'explique par la formation à cette température élevée d'une mince couche d'oxyde sur les surfaces.

Les premiers essais de frottement réalisés en atmosphère oxydante ont toutefois montré que le coefficient de frottement au démarrage (0.6) est différent de celui relevé après 15mn (0.65 pour la trempe à l'huile et 0.3 pour la trempe à l'eau).

Le suivi de l'évolution du coefficient de frottement montre que , pour une durée de 30mn de glissement le coefficient de frottement pour tous les couples est de 0.6. Au delà de

cette période de glissement, la différence entre les coefficients de frottement devient de plus en plus importante, dans ces conditions on constate que le coefficient de frottement de l'acier trempé à l'eau reste supérieur au coefficient de frottement de l'acier trempé à l'huile. Ceci met bien en évidence la progressivité du phénomène de recouvrement. L'analyse des surfaces usées après essai montre que, les éprouvettes présentent une forte usure, des transferts de particules métalliques de l'un à l'autre membre du couple et une couleur brune bleuâtre due à l'échauffement. Cette série d'essai a été effectuée dans les mêmes conditions (Température et pression) et avec une vitesse constante . En aucun cas nous avons observé de grippage, bien que le coefficient de frottement soit assez élevé.

Le tableau 2, résume le dépouillement des essais de frottement, perte de masse et dégradation de la surface. Toutefois, il est à signaler que ces valeurs sont des moyennes qui ne tiennent pas compte des vibrations.

Le régime a tendance à être stable, il est marqué par des variations de la force tangentielle dont l'amplitude peut atteindre 200 N mais de très courte durée. Ce régime est la conséquence de la formation et le maintien du 3ème corps à base d'oxyde de fer, dans l'interface du couple, qui conduit à des coefficients de frottement élevés.

Nous pensons que l'hétérogénéité de la microstructure de l'acier est un facteur de grande importance pour cette atmosphère en raison de leurs caractères fragiles et leur sensibilité à la fissuration.

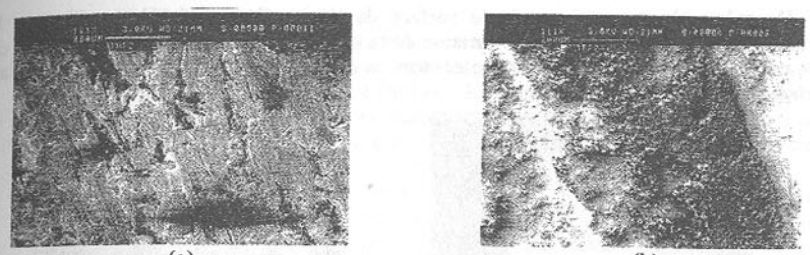
Tableau 2 - Résultats des essais : coefficients de frottement, perte de masse et dégradation de l'état de surface (Conditions : 0.23Mpa (50N); 0.11 m/s (1tr/mn); 2h et Air)
avec E_1, E_4, E_6 : à T = 800°C, E_2, E_3, E_5 : à T = 900°C.

Numéro D'essai	Coefficient de frottement			$\Delta m(g)$ (m_{avant}-$m_{aprés}$)		$Ra_{aprés\ essai}$ (µm)		Remarques
	Moyenne	Mini	Max	Frotteur	Piste	Frotteur	Piste	
E1	0.52	0.50	0.70	0.18	0.21	5.0	5.5	Etat Brut
E2	0.53	0.50	0.75	0.20	0.25	7.4	8.3	
E3	0.58	0.52	0.80	0.13	0.157	8.8	5.6	Trempe à l'huile
E4	0.59	0.54	0.80	0.1208	0.0833	6.9	8.0	
E5	0.61	0.35	0.85	0.1601	0.1454	10.9	5.2	Trempe à l'eau
E6	0.60	0.49	0.74	0.1245	0.1192	5.8	4.6	

Ainsi, la reproductibilité des conditions opératoires fait intervenir la préparation des échantillons et la mise en œuvre de l'essai, notamment pendant la phase de démarrage. Cependant, le type de contact utilisé dans cette étude est plan/plan, de telles contraintes de compression vont s'opposer aux contraintes actives en corrosion sous contrainte, à savoir, les contraintes de tension. L'interprétation complète de l'action de l'effort normal de l'éprouvette frotteur sur l'éprouvette piste, fait appel à l'interaction de la zone écrouie superficielle avec les plans actifs de glissement responsables de la dépassivation mécanique par cisaillement de la couche passive et dénudation locale du métal. Ces essais ont en outre permis de définir exactement les grandeurs et les fourchettes de variation admissibles des paramètres très importants qui sont la rugosité des surfaces, la planéité des éprouvettes et la métallurgie des aciers utilisés.

3-2 Etat de surface

L'observation au microscope électronique à balayage montre que les essais d'usure à haute température en atmosphère oxydante de l'acier Z40 CN 25-12M, ont conduit à l'apparition de petites fissures suivies de débris. Lorsque la détérioration est plus avancée le volume écaillé est plus important : figure 3a et 3b.



(a) (b)

Figure 3 - Observation au MEB d'un Etat de surface à 800°C : (a) Trempe à l'huile, (b) Trempe à l'eau.

Si on synthétise l'ensemble des résultas certaines constatations pouvantes dégager :

Quelque soit l'état de l'acier, brut ou traité, on constate que la surface est dégradée. La rugosité (Ra) passe de 0.05 à 5.5µm pour l'état brut, de 0.05 à 3.6µm pour l'état trempé à l'huile et de 0.05 à 4.6µm pour celui trempé à l'eau (cas de la piste).

En effet à haute température, les propriétés mécaniques de cet acier diminuent et la température accélère les réactions superficielles et massiques de l'ambiance et sur l'acier antagoniste [6]. D'une part ces réactions peuvent assurer un bon frottement et une bonne résistance à l'usure par fatigue. D'autre part, on constate parfois qu'il y'a usure par fatigue très forte aux points locaux où la tenue à la fatigue est faible et la destruction de la surface frottante est accélérée.

Par ailleurs, dans un premier stade, l'endommagement de la piste se fait par micro-écaillage, pouvant résulter de micro clivage ou phénomène d'attrition locale révélée au MEB. Ce qui entraîne le transfert acier sur acier (frotteur sur piste) par effet de coupe sur les défauts crées.

Ce transfert métallique s'oxyde pour créer avec les débris d'usure un troisième corps plus ou moins stable dans le contact, amenant un second régime de frottement gouverné par ces débris.

Comme pour tout problème d'usure, le comportement de cet acier à l'usure par fatigue n'est pas directement lié à une propriété intrinsèque [7]. La plupart des effets doivent être analysés à travers le rôle des débris. La couche d'oxyde joue un rôle extrêmement important en frottement et usure et peut déterminer le régime d'usure de cet acier.

En effet, la croissance des couches d'oxyde s'accompagne d'une forte accumulation de contraintes d'origines diverses : thermiques et mécaniques. Celles-ci se relaxent par fluage, déformation plastique ou décollement de la couche de composé du substrat métallique.

Cependant, la rugosité et la géométrie des échantillons constituent aussi un paramètre important car elles déterminent la répartition des contraintes. Parmi les nombreux facteurs générateurs de contrainte, il faut faire une place importante aux contraintes thermiques. Les variations de température influent en effet différemment sur les métaux et les composés dont les coefficients de dilatation sont différents, le plus souvent inférieurs pour les composés [8].

L'existence d'oscillation de températures locales dues à la chaleur de réaction, semble d'ailleurs être à l'origine de stratification des couches de corrosion. Il apparaît que si les contraintes résiduelles dans le métal sont faibles, elles sont élevées dans l'oxyde qui est toujours globalement en compression [9].

De même, la composition de la surface de l'acier Z40CN25-12M varie avec le traitement thermique et le mode de préparation de la surface, la composition et la structure de couche passive, et donc les propriétés protectrices, vont en dépendre. Cette influence de l'état de surface peut être illustrée par la figure 4.

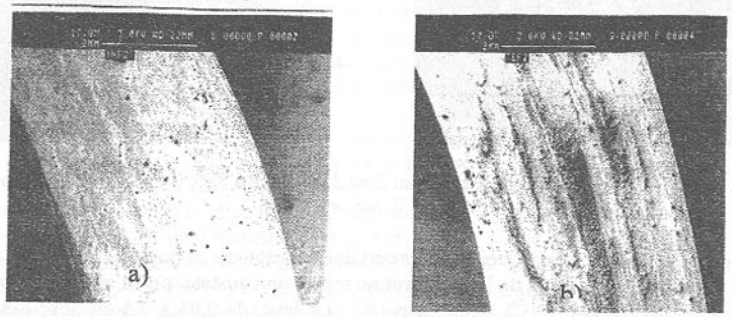


Figure 4 - Observation au MEB d'un état de surface à 800°C, (a) Trempe à l'huile, (b)Trempe à l'eau.

Discussion

L'analyse en continue de l'usure associée aux observations microscopiques permettent de constituer la vie tribologie du contact en mettant en relief l'influence de la température d'essai et la température générée par le frottement.

Ces essais mettent en évidence des phénomènes tribochimiques thermiquement activés. L'usure par consommation et renouvellement des couches d'oxyde est le principal phénomène qui participe à l'évolution du comportement tribologie de l'acier réfractaire Z40CN25-12M. La zone superficielle de cet acier réfractaire obtenu par moulage, comprend certains défauts qui vont constituer des sites favorables de germination de l'oxyde.[10]

En effet, les carbures mixtes $(Cr, Fe)_{23}C_6$ qui précipitent à haute température dans cet acier peuvent libérer du carbone par oxydation. Cet élément lors d'une oxydation ultérieure va s'incorporer dans les couches de corrosion et leur conférer des propriétés mécaniques très importantes.

Ce phénomène est l'effet d'une combinaison de déformation plastique et de corrosion sèche assez difficile à abattre, car le mécanisme primaire est celui de la formation du bourrelet frontal et il en résulte un grippage local des surfaces en contact immédiat. Ces phénomènes sont impossibles à éviter entre surfaces qui sont sujettes à une adhésion mutuelle, du fait que ce contact direct est provoqué par sollicitations mécaniques alternées donnant naissance à l'usure de ses surfaces. Cette fatigue de la zone superficielle est attribuée aux contraintes alternées qui se produisent sous la surface, et atteignent leur intensité maximale (cisaillement) au point de Hertz. On sait en effet, que celui-ci se rapproche sensiblement de la surface (cas de notre étude) dans le cas du frottement de glissement.

Dans cette conception, les traitements thermiques effectués sur cet acier semblent donner des résultats intéressants du point de vue frottement à haute température dans le domaine des charges et vitesse moyennes. Ces résultats s'expliquent par l'établissement assez rapidement d'un contact hématite sur hématite.

Conclusion

Issus des résultats des essais, les remarques suivantes peuvent être formulées :

- Il y'a une différence significative en comportement tribologique parmi les traitements thermiques étudiés : le coefficient de frottement est compris entre 0.5 et 0.8.
- La trempe à l'huile confère à l'acier étudié une meilleure tenue au frottement à sec et à l'usure par fatigue à haute température qu'a l'état brut de coulée ainsi qu'une trempe à l'eau.
- Le transfert de matière issu de l'usure par fatigue entre les surfaces métalliques et l'oxydation des surfaces frottantes sont les deux mécanismes d'usure de l'acier étudié.
- Les surfaces frottantes issues des essais de frottement ont été sérieusement endommagées : la rugosité arithmétique (Ra) passe de 0.05 obtenues lors des mesures effectuées avant essai à 5-10 µm obtenues lors des mesures effectuées après essai. Par conséquent, la perte de masse est importante.

Le problème gouverné par un grand nombre de paramètres, montre que si le choix des matériaux constituant les couples de frottement est certes nécessaire pour aboutir à une solution performante, ce choix n'est toutefois pas suffisant.

Ces paramètres vont influencer le comportement tribologique des oxydes, à savoir le régime thermique, la nature et la microstructure de l'acier en contact. Les essais ont en outre souligné l'influence de certains carbures (Cr, Fe)C, présents dans cette nuance d'acier.

- La suppression des couches d'oxyde n'est pas souhaitable puisqu'elles favorisent l'engagement puis l'entraînement des pièces en contacts (cas des plaques de grille dans un four de cimenterie.)

En favorisant ainsi un faible coefficient de frottement, ces couches d'oxydes contribuent à la diminution de l'énergie nécessaire au procède.

Bibliographie: **1.**J.Bernard; A.Michel; J.Philibert; J.TALBOT « Métallurgie générale » 2ème Edition, Masson 1991.**2.** D. François ; A.Pineau ; A.Zaoui « Comportement mécanique des matériaux » p368 ; Editions Hermès.**3.**S.Fouvry, L.Vincent ; P.Kapsa ; «Rôle de l'environnement sur les dommages ou fretting ». Fatigue et environnement, colloque SF2M, Paris, France, p19b(1)-19b(14), 2000.**4.**G.H.Liu, F. R-Valloire, R.Gras et J.Blouet " Improvement of tribological properties of chromium oxyde at high temperature by Solid lubrificant" Wear, Val 160 [1993], pp 181-189. **5.**J.Blouet, "Usure" Technique de l'ingénieur, B585(1978) **6.**M.Armbruster, R.Gras et J.L. Polti, « Tribologie - Frottement - Usure - lubrification », Manuel des traitements de surface, CETIM (1978), pp.I.125-184 **7.**G.Zambelli, Léo Vincent Matériaux contact, pp286-287.**8.**G.Beranger, J.C.Colson et F.Dabosi « Corrosion des matériaux à haute température », Paris(1987) Edition de physique.**9.**L.Vincent « Usure et frottement » une approche pluridisciplinaire «mécanique matériaux »Ecole d'été du CNRS, Aussois, septembre (1987). **10.** C.Vergne Analyse de l'influence des oxydes dans le frottement d'une fonte pour outil de travail à chaud.Thése 18 décembre 2001.

Сдано в редакцию 30.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

IMPACT OF THE MICROSTRUCTURE ON WEAR AND THE FRICTION OF THE REFRACTARY STEELS

Mustapha NASRI *(Unité de recherche génie des matériaux, IPEI de Tunis, Tunisie)*

When a rigid tip slides over an elastic or elastoplastic surface, like austenitic steel, the true area of contact is the sum of a front area and a back area. This contact geometry changes with sliding speed and temperature. The true friction might depend on the microhardness of the microstructure. In this work, we have investigated the behaviour of the Z40CN25-12M and Z40CN25-20M type of steel under wear conditions. The experiments showed that quenching in oil and heat-treating at 1100°C yielded the best ductility-fragility compromise.

I - Introduction

Heat- resistant alloys are used in the mining industry because of their excellent physical, chemical and mechanical properties.

However, despite of their remarkable mechanical properties of these steels, they present some drawbacks due to their sensitivity to various localized wear types and to fatigue damage [1]. As these steels are used generally in the cement factories and mining industries, they are particularly subjected to repeated shock and wear, which leads frequently to their failure in service [2]. Hence, many investigations were conducted to study problems related to cracking and wear of this type of steels. However, the cases of Z40CN25-20M and Z40CN25-12M were not studied enough.

Indeed, the austenitic microstructure is covered with chromium types $Cr_{23}C_6$ at the grains boundary [3]. This has au effect on the sensitivity of steel the sensitivity of steels to the notch effects [4], which leads to the loss of material plasticity potential [5] and results in material embrittlement.

In order to improve the service life of these steels, it is significant to establish the wear models of the parts in contact by determining the wear and friction characteristics and degradation modes of these parts at different mechanical loadings and different testing conditions. These conditions were selected depending on the selected microstructural states. Hence, in this investigation we focus on problems related to the progress of wear and to the optimal microstructures for improving their wear resistance. All specimens were over-quenched and the service conditions including wear and friction were simulated using a ball-plan punctual contact.

II Tested steels

1 Chemical Composition

Two steel alloys, the Z40CN25-12M and Z40CN25-20M were used in this study. Table 1 presents the specific chemical compositions of these steels; they analyses were carried out by mass spectrometry.

Table 1- Chemical composition of tested Z40 CN25-12M and Z40 CN25-20M heat-resistant alloys

Steel	c	si	Mn	p	s	Cr	Ni	Mo
Z40 CN25-12M	0,65	1,16	2,19	0,029	0,016	23,75	11,34	*0,15*
Z40 CN25-20M	0,67	1,87	*1,05*	0,026	0,015	24,5	18,25	0,16

2 Microstructure

In order to investigate the effects of cooling conditions, over quenched samples at 1100°C cooled by water and oil were annealed at 650°C. These treatment yield precipitates at the grain boundaries [3]. Table 2 gives the heat treatments used in this investigation.

Table 2 - Heat treatment of steels Z40 CN25-12M and Z40 CN25-20M

Steel	Heat treatment: TT1	Heat treatment: TT2
Z40 CN25-12M Z40 CN25-20M	Austénitisation à 1100°c pendant 30mn+Trempe à l'huile + revenu à 650°c pendant 1 h	Austénitisation à 1100°c pendant 30mn+Trempe à l'eau + revenu à 6501°c pendant 1 h

3 Friction and Wear Conditions

Friction and Wear tests were conducted using an altemate friction testing machine (altemate tribometer ISMCM at the laboratory of tribology of the ISMCM); the selected testing conditions of test are as follow

Ambient température: 25°c, Load: 100N
Contact: specific: ball/plan. To simulate the real in service conditions.
Frequency: 2.5 Hz,
Total Amplitude: 0 to 3 0 mn,
Envirom-nent: dry air,
Duration: 30 min to obtain a stable wear mode
Machining: G-rinding (arithmetic roughness Ra=0, 4 μm),
Steel ball 1 00 C6, hardness 63 HRC,
Cerainic Ball out :(Al2 O 3 + iron oxide), hardness 1800 Hv,
Ball diameter: 13 mm,
Before testing, specimens (steels) are cleaned with the trichloride, then with ether.

III Results

a) Microstructural Analysis

Figures 1 and 2 illustrate the microstructural characteristics of Z40 CN25-12M and Z40 CN25-12M respectively at different magnifications. At higher magnification, 4 different phases can be observed: M = (Matrix of austenite grains), BP = (Black Precipitate), GL = Gray Lamella, WP = (White Phase).

Optical microscope observations show that the oil cooled steel structure with (TTl) has a network of mesh in which the grain boundaries consist of carbide and residual austenite (figure 1 a and 1). The same basic structure with finer destitution is also observed in the case of water cooled steel (TT2).

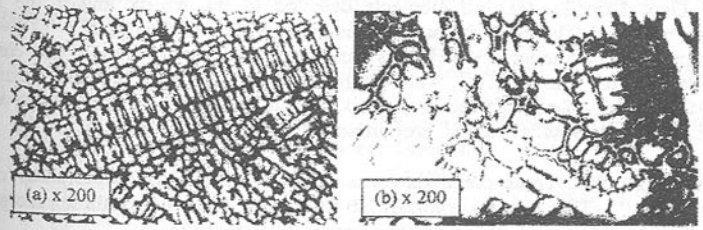


Fig. 1. Microstructure of tested steels: a) Microstructure of the Z40 CN25-12M steel; b) Microstructure of the Z40 CN25-20M steel

1 Microstructure of Z40 CN25-12M steel

The microstructure resulting from the heat treatment TTI is shown in figure 2.

Fig. 2. Microstructure of Z40 CN25-12M steel after TTI

Different phase compositions are identified by X-ray diffraction as follows:

- Matrix M: its composition is in conformity with the initial composition; the presence of iron, chromium lamellas, nickel and 1% silicon (Table 3) can be detected.

Table 3 - Chemical composition identified by spectrum of X-rays diffraction carried out at the austenite grain matrix of the Z40 CN25-1 2M steel treated according to TT1.

Elément	% atomique	% poids
Fe-K	55,84	56,96
Cr-K	21,72	20,63
Ni-K	18,48	19,82
Si-K	3,19	1,64
S-K	0,00	0,00
Mn-K	0,39	0,39
Se-K	0,39	0,56

-Black Precipitate (BP): the what previous elements are present at low content + 4,3% atm Se.

-These precipitates mainly consist of manganèse sulphur MnS. All sulphur and manganèse is concentrated there

- Gray Lamella: GL: all elements detected in the matrix and/or the black precipitates can be found. The main characteristic is the very high chromium (Cr = 78%) and carbon Concentrations. Although the SEM has almost no sensitivity to carbon, this element was detected in the gray lamella (GL), which suggests the presence of standard chromium carbides Cr23C6- Indeed, X-ray diffraction analysis made at the grain boundary whose results are given in table 4, show a strong proportion of chromium compared to the other components.

- White Phase WP: These precipitates are usually observed at the periphery of the black precipitates (BP). They contain primarily Nb and Ti (the small size of these precipitates reveals also the residual peaks of other elements present in the matrix).

It is clear that the massive presence of chromium carbides is probable and contributes, with MnS precipitates to weaken the specimens, especially in the case where intergranular precipitation at the ferrite grain boundary is observed [5]-[6].

Table 4 - Chemical composition identified by spectrum of X-rays diffraction carried out at the grain boundary of the microstructure of steel Z40 CN25-1 2M treated according to TTI.

Elément	% atomique	% poids
Fe-K	18,45	19,56
Cr-K	77,58	76,59
Ni-K	1,71	1,91
Si-K	0,38	0,20
S-K	0,88	0,53
Mn-K	0,62	0,65
Se-K	0,37	0,56

2. Case of steel Z40 CN25-20M

In this case, the same microstructures, with finer grain size, as in the case of the Z40CN25-12M steel are observed (figure 3). Secondary elements such as (Si, Mn, Se, S) did not have enough time to precipitate and are in solid solution in the matrix [7]. The gray lamellas type precipitates (GL) already present with the same characteristics as in Z40 CN25.12M steel treated according to TTI: GL: Cr23C6 + Fe + Ni.

The presence of iron and nickel with the precipitate Cr23C6 confer to the Z40 CN25-20M steel a lower brittleness than Z40 CN25-12M steel.

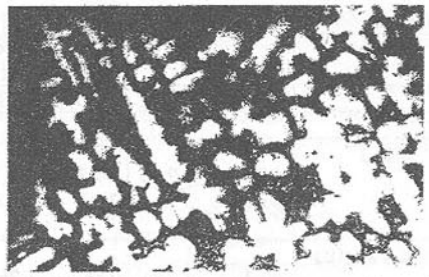


Fig. 3. Microstructure of Z40 CN25-20M steel treated according to TT1 (X 200)

b) Hardness of steels obtained after heat treatment

Tables 5 and 6 show the hardness values of steels and the microhardness of the various phases for the various steels:

Table 5 - Hardness and microhardness of heat treated Z40CN25-12M steel at the treated state

Reference	Hardness vikers Hv5	Micro Hardness Vickers Hm 100 Austénite	Carbure
TTI	286	270	645
TT2	251	268	585
as cast	254	294	604

Table 6 - Hardness and microhardness of heat treated Z40CN25-20M steel at the treated state

Reference	Hardness vikers Hv5	Micro Hardness Vickers Hm 100 Austénite	Carbure
TTI	280	297	760
TT2	290	280	685
as cast	260	220	530

c) Friction and wear properties

Two parameters were selected to characterize the wear of these steels: the worn out volume used for a given duration of wear test and the wear speed. Worn volume is measured from the wear surface zone supposed to be flat and the speed of wear is expressed in worn volume per unit of times [8]. The friction coefficient, and the average depth of the wear trace were also measured (figure 4) and 3D visualization of the wear trace was built (figure 5).

- Wear and friction coefficient

In all cases friction is accompanied by a brown or black coloring on the surface of the specimens. This phenomenon appears quasi-instantaneously, at the very beginning of the friction tests.Results of the worn volume, the average depth of the wear trace and the friction coefficient of the studied steels are fathered in tables 7 and 8.

Table 7- Characteristics of wear and friction of steel Z40 CN25-12M

Ball	steel 100 C6			Cerainic AL203 + Oxyde of iron		
Heat treatment	TH	T_E	As cast	TH	T_E	As cast
Condition of test						
1)Worn Volume(mm^3)						
a/ after 30 m	4.38	9.41	14.5	2.17	2.38	3.28
b/ after 90 m	6.65	12.3	14.1	2.81	4.88	6.09
2)Depth of the wear trace (µ)						
a/ after 30 m	60.3	110	156	26.7	26.1	36
b/ after 90 m	120.3	136	139	35	40.3	49.4
3) Coefficient of friction 0,5 - 0,6 à 7000 Cycles	0.5-0.6	0.6	0.69	0.55	0.55	0.6

Table 8 - Characteristics of wear and friction of steel Z40 CN25-20M

Ball	steel 100 C6			Cerainic AL203 + Oxyde of iron		
Heat treatment	TH	T_E	As cast	TH	T_E	As cast
Condition of test						
1)Worn Volume(mm^3) a/ after 30 m	8.25	10.3	11.3	2.35	2.49	3.57
2)Depth of the wear trace (µ) a/a/ after (30 m)	105	120	127	26.2	27.7	36.6
3) Coefficient of friction	0.55	0.65	0.67	0.7	0.7	0.65-0.7

OQ: Oil quenching followed by revenu

WQ: Water quenching followed by revenue

VI Wear and of friction results analyzes

1 Microstructural Analysis

Heat treatments carried out in this study such as oil quenching CUI) and water quenching (TT2) confer to these steels a microstructure composed of austenitic grain matrix surrounded by marked grain boundary having a significant thickness. These grain boundaries consist of gray lamellas from residual austenite and mainly to Cr23C6 precipitates. Water quenching involves a finer grain size than obtained by oil quenching (figure lb). This fine grains structure is also observed in Z40CN25-20M steel subjected to similar heat treatment. The presence of Ni in large proportion seems to have a significant influence on the grain size.

2 Hardness analysis

Hardness values resulting from the heat treatment indicate that hardness is a parameter that dominates not only the characteristics of the real contact surface but also the wear résistance of these steels [9]. Indeed, wear resistance performance data of these steels under given operating conditions cam be deduced from hardness measurements. Even though it is difficult to mate data obtained on small with data from real operating conditions, results obtained from wear tests may be used to sort materials according to their-wear resistance and give an idea a bout the scale of wear behaviour. The presence of chromium carbides increased material hardness and conferred to steel a higher wear résistance. Consequently material loss is lower.

3 Friction and wear properties

Wear and friction tests of refractory steels Z40CN25-12M and Z40CN25-20M made it possible to measure the volume of material removed according as a function of time and the metal to metal coefficient of friction.

Abrasion résistance is associated with the capacity of steel to deform plastically. The proposition in tabor's model [10-11] that the transition from plastic to elastoplastic deformation for a rigid sphere/plane surface contact depends strongly on the indenter penetration h can be confirmed.

$h = 0,89\ R\ (H/E)^2$ with

H: height criticizes
H: hardness
E: Young's modulus

Evaluation of the surface degradation is carried out to at first in order to understand and model the tribological behavior of the heat-resistant steels. Indeed, following the friction tests carried out in ambient conditions, one can notice at the very beginning of the test that a dark brown colouring of surface took place. Wear is caused by fine and smooth abrasion in the case of the friction of Z40CN25-12M steel and coarse abrasion in the form of waves in the case of the friction of Z40CN25-20M steel.

As these tests progress, a surface degradation, followed by a formation of a frontal pad that ends in a tearing of the material pushed by the **wiper** this forming of chip, can be observed. The second effect was systematic; it is followed by the formation of wear trace presenting 3 characteristic effects:

- Widening of the trace indicating that friction was inserted while moving in the direction of the tangentiel loading, this is due to plasticity effects of the surface layers.
- Emergence of slip bands ahead and on the sides of the trace.
- Swelling the surface front of the trace by the order of a micron, this seems to be the result the material pushed back by the **wiper** (figure4).

Therefore the slip process modifies the mechanical properties and the surface topography of the track in front of the zone of contact with the **wiper.** Hence the wiper never meets a non affected surface whose properties are perfectly defined.

Mode of friction

Three hour long friction tests allow observing the evolution of the coefficient of friction and the wear rate in time. During our tests, the force exerted on the 2 antagonists and their relative speed is constant. The results of experiments indicated that friction behaviour depends on surface irregularities and that surface degradation can be decomposed into four stages [14]:

1- Destruction of the natural screens or pollution of surface during the first cycles. The coefficient of friction is at this stage generally low.

2 - Predisposition of steel to create derides. This stage is characterized by the appearance of plastic deformation associated with strong work hardening and in some cases structural modifications in sub layer. In this stage the coefficient of friction increases.

3 - Debris creation. The work hardening reaches a critical value at which no further plastic deformation can be supported by the material and fracture will take place. The first particles of debris are detached from surface and create local separation between the rubbing bodies. The coefficient of friction reaches at this stage its maximum value.

4 - Debris trapped in the contact, constitute a third body that separates the original bodies and controls the friction process. The debris is crushed more and more finely until a stationary state characterized with fine particles size is reached. At this stage the coefficient of friction falls slightly before it stabilizes.

Measurement of the lost mass is not generally sufficient to constitute an analytical method to study the initial phase of wear because the variations of mass can occur after surfaces in contact have undergone many modifications [11]. Therefore, the wear characterization was made by the measurement of worn volume and the depth of the wear trace given by the curves of the profile (figure 5). This wear quantification induced by debris formation was founded on the work of Mohrbâcher H. et. al [12-13].

Examination of these curves shows that the worn volume is located between 2.17 and 4.38 mm^3 in the case of oil quenching and between 3.98 and 14.5 MM3 in case of initial cast state. The worn volume also evolves according to the distance covered from friction. In addition, it can be noticed that the coefficient of friction is low for steels having undergone oil quenching.

It is also important to notice that the Archard law [5], which suggests that the abrasion resistance increases with the material hardness, is verified.

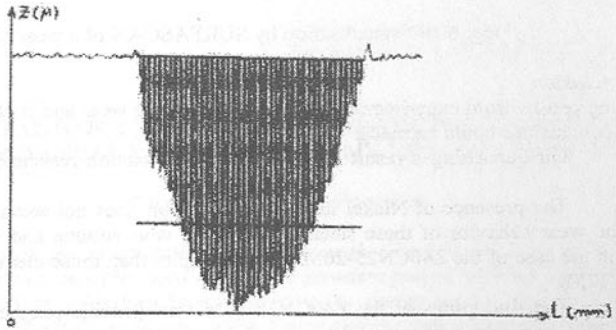
A comparison between the results of friction tests of the two studied steels shows that the friction properties are slightly better in the case of steel containing 12% of Ni. On the other hand, the worn volume in the case of Z40CN25-12M steel is less than that measured in case of the Z40CN25-20M. The coefficient of dry friction is also slightly lower for steel containing less Ni. The presence of Ni in strong proportion increases the wear of heat-resistant steels.

A three dimensional visualization using a surfascan (laboratory of tribology ISMCMParis) of the worn surfaces shows that the wear depends mainly on material hardness and on the microstructure homogeneity (fig. 6).

Indeed, the tribological behavior of studied steels is determined by the hardness, tenacity, work hardening and fracture résistance. These properties are strongly dependent on the material microstructure.

Various types of microstructures and their effects on the wear résistance were identified. A structure with high hardness (286H, 5) and a softer structure (25 1 **H-, 5).** The microstructure where the presence of chromium carbides is dominant gives a definitely higher wear résistance for high sizes of particles. Indeed, the higher hardness of the Z40CN25-12M steels limits the formation of micro-cuts and microgrooves and results in a better résistance to abrasion wear. Therefore, a ductile crater is observed in the case of Z40CN25-12M steel and brittle cracking is detected for the Z40CN25-20M steel.

The good wear résistance of Z40CN25-12M steel compared with the Z40CN25-20M steel is due to the strong interracial connection between the carbide particles and the matrix. If the carbide breaks up, the debris is reintegrated in to the matrix contributing to the strengthening of the won surface of the Z40CN25-12M steel [15]. On the other hand the hard MnS or Cr23C6 particles and their fragments induce wear by abrasion of the Z40CN2520M steel. Moreover, at the contact with this steel, the tender surface of the alloy is tow off simultaneously by adhesive and abrasive wear processes.



a)

Fig. 4. Curve of profile giving worn volume and the depth of the wear trace (a) Z40CN25-12M

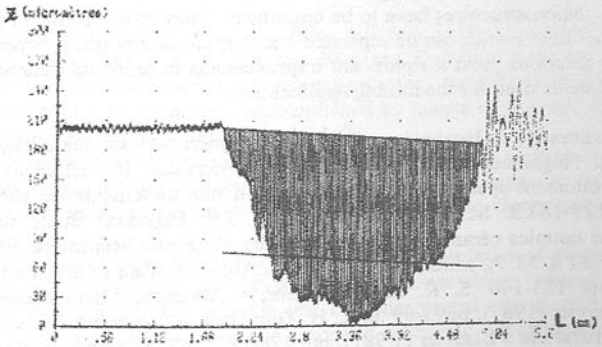


Fig. 5. Curve of profile giving worn volume and the depth of the wear trace (b): Z40CN25-20M

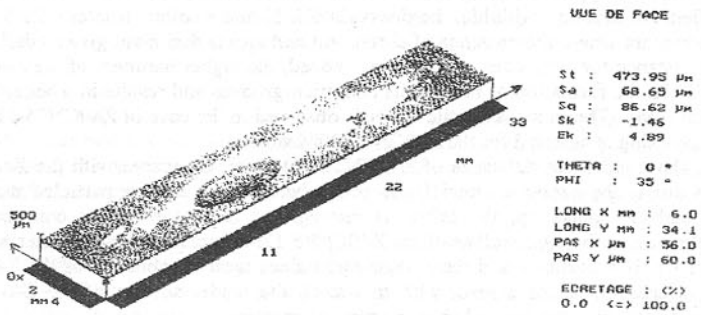


Fig. 6. 3D visualisation by SURFASCAN of a wear trace.

Conclusion

Using results from experimental data and the study of wear and friction parameters the following conclusions could be made.

- Oil quenching a result in better wear and friction résistance in heat resistant steel.
- The presence of Nickel in strong proportion does not seem to be a benefic to improve the wear behavior of these steels. Indeed the won volume and friction coefficient measured in the case of the Z40CN25-20M steel are higher than those measured in the case of Z40CN25-12M.
- The fine grains of the Z40CN25-12M steel provide tougher structure than in Z40CN25-20M steel which has coarser grains. Consequently, the wear during the slip can be considered as the consequence of the fatigue phenomenon of the surface layers.
- The hardness ratio of the abrasive (ball) the specimen (plane) is an important factor controlling the wear trace length.
- Microstructures have to be optimized. They must be able to for in debris keep contact, so the initial bodies can be separated and thus create a bearing pressure.

These solutions yield a significant improvements in terms of wear and friction of the heat-resistant steels used for the mining applications.

References: 1. J. Hochmann, « Données numériques sur les alliages réfractaires », Technique de l'ingénieur M:328(1980). **2.** M. Arrnbruster, R. GRAS et J. L. POLTI, « Tribologie frottement-usurelubrification », Manuel des traitements de surface, CETIM (L 987), pp.l. 125-184.**3.** M. Carer, A. Methiver, J.P. F@udon, Étude des propriétés de frottement des couples céramiques/métal, « Revuc Matériaux Mécanique Électricité » n°421 juin -juillet 1987 **4.** M. A. Moore et F. S. King, « Abrasive Wear of brittle solids», Wear, Vol. 60 (1980), pp. 123-140 .**5.** K. H. Zum Gahr, « Abrasion, Microstructure and Wear of matériels, Elsevier (1987), pp93-99 .**6.** K. H. Zum Gahr, « Fracture toughness, Microstructure and wear of materials » Elsevier (1 987), pp. 178-187. **7.** T. Hisakado, « Wear mechanism of ceramics and surface topography », Tran. ASME J. Tribology, vol. 108(1986), pp. 9-15 . **8.** S. Fouvry, « Developments of fretting mapping » Advances in Mechanical Behaviour, plasticity and Darnage, Euromat 2000, Tours, France, vol. 1, pp597-602, 2000 . **9.** S. Fouvry, L. Vincent, P. Kapsa, Rôle de l'envirenement sur les dommages en fretting, Fatigue et environnement, colloque SF2M, Paris, France, P19b,19bl4-2000 . **10.** B. Lamy, Y. Remond, Abrasion des matériaux fragiles, Revue Matériaux Mécanique Électricité, n'428 octobre/décembre (1988). **11.** 0. 0. Ajayi Et Kc Ludema, Mechanism of transfer film formation during repeat pass sliding of ceramic materials, wear, vol. 140 (1990), pp. 191-206. **12.** S. Fouvery, Tenue et performances d'un dépôt TIN sollicité en fretting quantification de la fissuration et des volumes usées, Tenue, et performance mécanique des dépôts durs, Journées d'information de CETIM, Senlis, France, P.177-200, 1999 . **13.** J. L. Rebond, R. F. Pattela, A. Archer, Analyse of damaged surfaces: part 1 Cavitation mark measurementts by 3D laser profilometry, proceedings of the 3rd ASME/JSME Joint Flinds Engineering conférence, san Francisco, Califomia 1999 . **14.** C. Bohatier, C. Nouguier, Contact dynamics between tool and granular material. Mathematical theory of Ntworks and systems, 14ème congrès Intemationnal, MTNS 2000 . **15.** S. Fouvry, P. Kapsa, L. Vincent Fretting Wear and Fretting Fatigue: Current technology and pratics, salt lake city, etats-unis, pp 1 67-1 82, 2000.

Сдано в редакцию 30.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

EXPERIMENTAL RESULTS OF SURFACE THERMIC TREATMENTS BY THE PULSES OF OPTICAL RADIATION ON SOME METAL POWDER PIECES

Virca I. (*LFA, Sibiu, Romania*)

The study focuses on the investigation, which the author undertakes in order to obtain the superficially structural modifications to metallic powders pieces, with the help of the optical radiations pulses. Gas unloading lamps represent the energy source. The results emphasize both the energetic possibilities of raising this lamps and the ability of metallic powders pieces to superficially be treated after the sinterized process.

Key words: optical radiations pulses, metallic powders pieces, superficial thermic treatment

For about 10-15 years, the specialists from different fields of scientific research and industry (Food Industry, Medicine, Chemistry, Machine Building Industry etc) study the warming effects, the decontamination of some processes, the finishing, the thin layers deposits, meant to protect or design etc., accomplished by means of optical radiations pulses (IRO), achieved using the gas unloading lamps. (LDG).

This paper emphasizes the problem of the superficial thermic treatments with LDG on sinterized devices from metallic powders. Gas unloading lamps represent the concentrated energy source that releases no coherent radiations pulses in the electromagnetic radiation optical spectrum.

Therefore, the local changing of the metal surfaces proprieties of some devices from the aggregate structure and equipments from the machine Construction Industry, Electrics and Electronics, Auto vehicles etc, imposes the use of concentrated energy sources technical-economic advantages, thus offering multiple technical-economic advantages unlike thermic treatment in volume or extended surfaces.

The remarkable results in the superficial treatment field were obtained by means of lasers [1], electrons fascicules [2] and flash lamps [3]. The thermic treatment often used by means of these energetic sources is the one of superficial hardening, generally applied to steel and casting pieces and devices, by rapidly warming and cooling them, that leads to a state out of balance, featured by a great quantity of martensite loaded with extra dislocations and with a greater density than the martensite's provided by means of its classic hardening. This structure offers a certain toughness to the products and also a greater resistance to fatigue, twisting, usage etc.

In the case of pieces sinterized from metal powders, the superficial thermic treatments belong to the supplementary operations or to the final one of the piece structure modifying, meant to improve their physical–mechanical features.

The products made of metallic powders have a macrostructure made of metallic phases and non-metallic inclusions (graphite, oxides, sulphides), and pores. This presents special physical and chemical properties, established both by the composition of the phases as well as by the size, shape and mass distribution of the powder grains.

The copper in the sinterized steels are frequently used because they activate the sinterized process by forming a liquid phase, thus increasing the mechanical resistance, they lead to the achieving of more homogenous structures and to the decreasing of contraction and to the increasing of the stability of the piece dimensions.

Depending on the quantity of copper added, the structure of the sintering pieces may or may not reveal free copper, as a secondary phase in the basic iron mass. This may also increase the activity of the carbon and decrease its solubility. At the same time, the copper increases the speed of the carburization, increasing the quantity of pearlite in the structure and slowing down the diffusion of the carbon in iron, preventing the forming of free cementite. The alloying with copper delays the decaying of the austenite and this makes the forming of a new structure with finer lamellar pearlite possible.

For the experimental research, we chose a composition of iron-copper-graphite, with 0.72% C, 2.97% Cu, 0.017% S and the rest Fe (no. analyse bulletin C 716 from 18.05.2004).

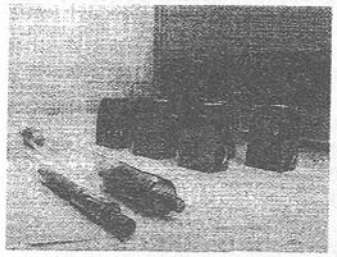


Fig. 1. Sinterized pieces of collar type

These pieces used for the treatment with IRO, are of the collar type, used in the rocker apron of some caloric engines and are designed at S.C. Sinterom S.A. Cluj-Napoca, Romania .

The material used for research and its composition were according to the recommended carbon content, used for superficial thermic treatments, and the shape and the dimensions of the piece was conditioned by the shape and the dimension of the gas unloading lamps, available for this experiment (fig. 1). The piece has two perpendicular cylindrical orifices, with diameters of D=19 mm, and d=12 mm.

Thermic treatment installation with optical radiation pulses and experimental mounting for the collar type pieces is represented in fig. 2 and 3.

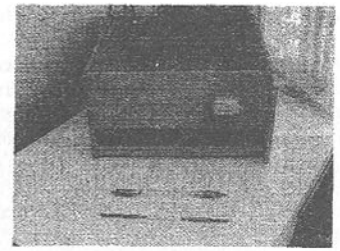


Fig. 2. The condensers block and the optical radiation lamps

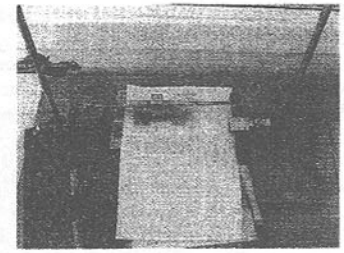


Fig. 3. The mounting scheme: the feeding-lamp-piece cables

The installation is formed from its optical radiation source, and the gas-unloading lamp (fig. 2), being placed while mounting inside the piece orifices, (fig. 3), being subjected to the thermic treatment. The lamp is supplied by an electrolytic condensers block (fig. 2), having the capacity of 700 μF, that is connected to 220 V alternate electric current network. The lamp supply is accomplished by means of two electric cables installed with fixing devices at the lamp ends (fig. 3).

The gas unloading lamps release no coherent optical radiation impulses of great intensity, with a short period of emission ($\tau=10^{-1}\div10^{-6}$s). The chosen lamps are of the quarts type, with neutral gas unloading (Xe). In order to accomplish the research processes, from this class we have chosen the lamps of the IFP-800 type and IFP-2000 type, and we have presented their features in table 1 [4].

Table no. 1

Feature \ The lamp type	IFP-800	IFP-2000
Triggering voltage [V]	≤700	≤600
Self- triggering voltage [V]	≥2500	≥2000
Light output in the direction perpendicular to the tube axis [cd·s/J]	4.0	4.0
Lifetime [flashes]	$1\cdot10^6$-$1\cdot10^7$	$5\cdot10^4$
Discharge energy [J]	≤800	≤2000
Average power [W]	≤5000	≤3000
Flash repetition rate [Hz]	≤50	≤50
Flash duration [μs]	500-1000	500-1000
Electrodes distance/interior diameter [mm]	80x7	130x11

The lamp functioning is based on electric unloading between wolfram electrodes in gas environment and the plasma creating that release a radiant energy shining flux having the wave length between λ =(100÷1100) nm, through the lamp quarts walls. We chose the Xe lamp because xenon has the highest coefficient of transforming the electric energy into radiant energy (η=0.7). The pulse period is of the milliseconds type (τ= 10^{-3}-10^{-4} s). The radiation intensity depends on the tension applied to the condensers terminal and it is of (100-40,000) per pulse and the maximum power is of 10^4-10^6W. The plasma temperature can reach values

of 10,000-15,000K and the maximum of the spectral intensity is placed between the short length waves (λ_m= 0.35-0.5μm).

Out of matters related to the uniform distribution of the radiations on the treated piece surface, to the increased energetic efficiency, and depending on the lamps' size and diameter, we chose interior cylindrical surfaces, D=19mm and d=12mm, for the optical radiation pulses treatment. For the treatment, we chose 24 pieces, divided into 5 groups, and in order to increase the radiation absorption rate by the piece, in the superficial layer, the interior surface D=19mm of the pieces from the group II (see table 2) was covered with typographic black paint. All the pieces were degreased with chemical paste and washed with technical alcohol, and then they were numbered in order to identify the correct solution during the different measurements. Then, we purchase the experimental mounting and we executed the treatment operation that comprises the following stages: fixing the device in the support; cleaning the bulb from admixtures; placing the lamp in the piece and fixing its ends in the power feeding cable place from the condensers battery; centring the lamp inside the cylindrical surface of the piece; starting the condensers block; loading the condenser block and tripping the electric unloading. We established a variant working mode of operation, depending on the pulses number (n_i) and their triggering voltage (U) (table 2).

After the treatment, we prepared the pieces for the metallographic analysis. Therefore, both plan surfaces perpendicular on the treated cylindrical surfaces were polished according to a well-known method. The pieces were subjected to microstructure establishers by means of the sweeping with electron beam at a SEM (Oxford).

Table no. 2

Piece group / Piece no.	I D=19 mm Unpainted IFP 800	II D=19 mm Painted IFP 800	III D=19 mm Unpainted IFP 2000	IV d=12 mm Unpainted IFP 800	V d=12 mm Unpainted IFP 800
1	U=1.8 kV n_i =1	U=1.8 kV n_i =1	U=1.9 kV n_i =1	U=1.8 kV n_i =1	U=2.0 kV n_i =2
2	U=1.9kV n_i =1	U=1.9 kV n_i =1	U=2.0 kV n_i =1	U=1.9 kV n_i =1	U=2.0 kV n_i =3
3	U=2,0 kV n_i =1	U=2.0 kV n_i =1	U=2.1kV n_i =1	U=2.0 kV n_i =1	U=2.0 kV n_i =4
4	U=2.1 kV n_i =1	U=2.1 kV n_i =1	U=2.2 kV n_i =1	U=2.1 kV n_i =1	U=2.0 kV n_i =5
5	U=2.2 kV n_i =1	U=2.2 kV n_i =3	-	U=2.2 kV n_i =1	U=2.0 kV n_i =6

After the sinterized technologic process (reference check), the sample microstructure has the form as in fig. 4. The acicular aspect, specific to this stage is owed to the great compacting pressure of the powder in the matrix, and the white grains among the needles represent the copper part.

The superficial treatment accomplished with IRO, at ultra fast warming speed, (about 10^8 K/s), led to the microstructure from the fig. 5. For all the pieces treated using the processes mentioned in table 2, we noticed the appearance of a 35-40 μm consistency structure, in the superficial layer. For the painted pieces, the same layer consistency is revealed, in cases of lower radiation intensities. For the maximum values of the applied radiation intensity, this feature becomes negligible.

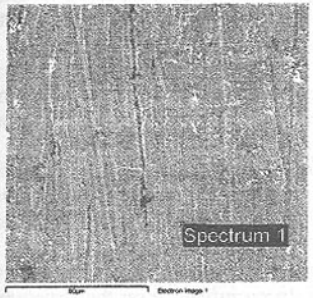


Fig. 4. The reference check microstructure

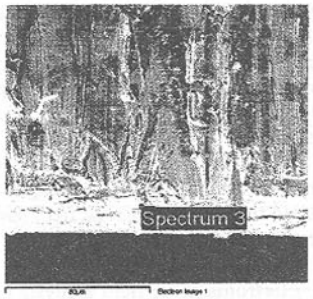


Fig. 5. The treated piece microstructure

This thing establishes the improving of the piece mechanic features. Therefore, as an example, we established the $HV_{0.1}$ micro hardness for the piece from the I group, no.5, with a preloading of 10 gr, a loading of 100gr., and a load maintenance time of 15 seconds. The witness check had HV=170, and after the treatment we established HV=254.

References: 1. Marinescu N.I., Nanu D., ş.a. Procese de prelucrare cu fascicule şi jeturi. Editura INOE, Bucureşti, 2000.-p.91-92. **2.** Neagu D. Durificarea cu fascicul de electroni. Editura Printech, Bucureşti, 2001-p.146-152. **3.** Nederiţă V., et.al., A.S. SSSR, nr. 1353824, C21, D 1/04, 1988. **4.** Catalog Gas-discharge sources of higt-intensity optical radiations. Vnestorghizdat, Moskva.

Сдано в редакцию 18.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Керекеш Т.

2–D FINITE ELEMENT ANALYSIS OF PULSED SOLENOID

Višniakov N., D. Ščekaturovienė (VGTU, Vilnius, Lithuania)

Abstract

The numerical simulation of magnetic field and mechanical deformation in pulsed magnet is described. ANSYS software was applied for numerical simulation. Due to construction symmetry the 2-D model of pulsed magnet was realized using the finite element method. The multilayer reinforced pulsed magnet construction was modelled. The coil was wound with standard copper wire. Analysing the distribution of magnetic forces and wires displacement it was found that high mechanical overloads took place in copper winding but magnet construction had an acceptable mechanical stability due to interlayer reinforcement.

1. Introduction

High magnetic field is a very powerful and important tool, which can be used in a wide variety of scientific and technological areas. Recently high magnetic field systems are used for study of nanostructures. However, the number of operation cycles of pulsed magnet sharply decreases with the increase of magnetic field value and it is limited by mechanical and thermal overloads took place in pulsed magnet construction.

The design of pulsed magnets involves the calculation of pulse shape, magnetic forces and distribution of absolute deformations. The design process is aimed at the optimization of performance with respect to the desired characteristics of pulsed field and pulsed magnet construction rigidity and durability [1].

For magnetic field intensity, magnetic flux density and absolute values of displacement calculation recently used a finite elements technique. The commercially available software package ANSYS included the electromagnetic field and structural analysis is one of the most powerful tools and it can be used for coils optimization.

For numerical simulation of pulsed magnets and structural analysis are coupled via electromagnetic force. Electromagnetic field analysis has a strong influence on the structural analysis. Therefore these are solved simultaneously by a so-called coupled field analysis.

In this paper the numerical analysis of magnetic field and deformations took place in pulsed coil due to Lorentz forces is described.

2. The main contents and out-comes of activity

The ideal conductor for pulsed coil ought to combine the high mechanical strength with high electrical conductivity. But in practice the high conductivity typically is combined with the low mechanical strength of material. For example, soft copper is good conductor but the tensile strength of cooper is of the order 0,25 GPa and it corresponds to peak field of the order 25 T [2]. At magnetic field of 50 T a load of the order of 1 GPa acts on the inductor construction and traditional materials are inapplicable without the special reinforcement [3-7]. The mechanical strength of the inductor construction can be increased using glass fibre, carbon-epoxy composites [8] or poly p-phenylene benzobisoxazole-epoxy composites [9] for coil reinforcement. The application of new composite materials in pulsed magnetic field inductor design has provided the development of non-destructive magnets in 40 – 60 T range [10].

In our case the multilayer construction of cooper wire wound coil reinforced with glass fibre-epoxy composite is analyzed. The inductor geometry was verified analytically to find the maximal available value of magnetic field.

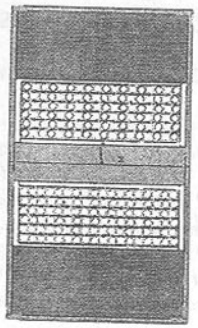


Fig. 1. The model of Cu wire wound coil

Due to construction symmetry the 2-D structure is modeled. The PLANE 13 4-node (2-D coupled field solid) elements in ANSYS for numerical simulation of the multiplayer reinforced solenoid are used. The solenoid consists of 108 copper wire turns fixed in common epoxy structure with glass fibre reinforcement and stainless steel shell. The details of coil geometry, current density in adequate coil and materials properties are given in Tables 1 – 3.

Table 1 - Basic parameters of analyzed coil

Parameters	Copper wire wound coil
Bore radius	4
Layers	6
Turns/ layer	18
Ratio of outer and inner diameter α	3.4
Ratio of height to inner diameter β	3
Cross section of wire	∅ 1.5 mm
Thickness of stainless steel shell	15 mm

Table 2 - Data for magnetic analysis

Parameters	Cu wire wound coil
Current density in coil j, A/m^2	0.561 e10^{10}
Magnetic permeability of epoxy, coils, steel, plastic and liquid nitrogen outside solenoid, μ	1

The magnetic problem involves the static magnetic field analysis in a space around the coil and in the reinforced turns of the coil. Electromagnetic fields are governed by the Maxwell's equations [11] for vector magnetic potential:

$$\nabla \times \{H\} = \{J_s\}, \tag{1}$$

$$\nabla \cdot \{B\} = 0 \tag{2}$$

where $\{H\}$ – is magnetic field intensity vector, $\{B\}$ – is magnetic flux density vector, $\{J_s\}$ – is applied source current density vector, while ∇ – is notation of the divergence operator of a vector.

Maxwell's equations (1-2) can be expressed by introducing potential field approach. Therefore magnetic field to be expressed as

$$\{B\} = \nabla \times \{A\} \tag{3}$$

where {A} – is magnetic vector potential.

Current density in a coil can be obtained from the equation:

$$J = \frac{n \cdot I}{S} \tag{4}$$

where n – is a number of turns, I – is a total current, S – is a cross-sectional area of the coil.

Total magnetic force acting on bodies contained in particular surface [12]:

$$F = \frac{1}{2}\oint (H(n \cdot B) + B(n \cdot H) - n(H \cdot B))ds \tag{5}$$

where H – is magnetic field intensity, B – is magnetic flux density, n – denotes the vector of the outward unit normal

The structural problem involves the mechanical analysis of the coil structural parts. The general deformations at the each point of finite elements are expressed as the sum of elastic and plastic deformations [13]:

$$d\{\varepsilon\} = d\{\varepsilon^e\} + d\{\varepsilon^p\} \tag{6}$$

where $\{\varepsilon^e\}$ – is elastic deformation, $\{\varepsilon^p\}$ – is plastic deformation.

For 2-D model the plastic behavior of a material, characterized by no recoverable strain, begins when the stresses according to the following formula (7) exceed the material's yield point, i.e. correspond the von Mises yield criteria:

$$F(\{\sigma\},k) = \bar{\sigma} - \sigma_T(k) = \sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_x - \sigma_y)^2 + \frac{1}{2}\sigma_x^{\,2} + \frac{1}{2}\sigma_y^{\,2} + 3\tau_{xy}^{\,2}} - \sigma_T(k) = 0 \tag{7}$$

where $\sigma_T(k)$ – is yield strength limit, the value of which depends on the parameter of hardening, $\bar{\sigma}$ – is equivalent stress parameter, k – is plastic work

The absolute value of displacement according to the following formula:

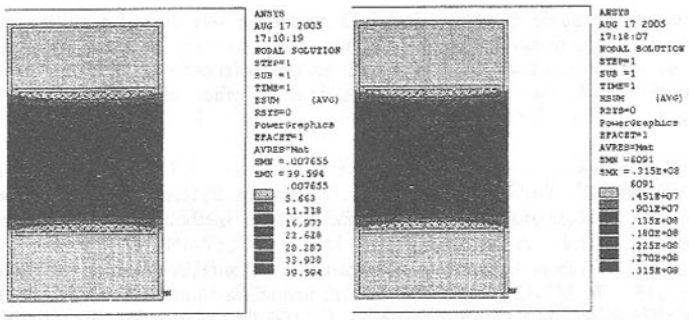
$$\delta = \sqrt{\delta_x^{\,2} + \delta_y^{\,2}} \tag{8}$$

where δ_x, δ_y – are two components of displacement vector δ in each point

Table 3 - Material properties for structural analysis

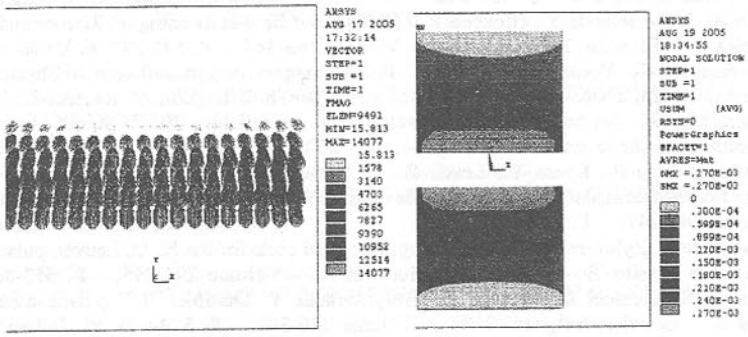
Material	Young's modulus E, GPa	Poisson's ratio, ν	Density, ρ, kg/m^3	Yield strength, $R_{0.2}$, MPa	Tensile strength, R_m, MPa
Cu wire	110	0.35	8900	250	320
Glass fibre	85	0.3	2540	3200	4500
Epoxy resin	3	0.3	1200	42	70
Plastic body	30	0.3	1300	115	168
Steel shell	196	0.3	7850	200	520

Using the ANSYS software the distribution of magnetic field intensity and magnetic field intensity, distribution of Lorenz force density and total deformations in the Cu wire wound coils was established (see Figures 2-3).



a) b)

Fig. 2. The distribution of magnetic field in the Cu wire wound coil: a) magnetic field density (B, T); b) magnetic field intensity (H, A/m)



a) b)

Fig. 3. The distribution of magnetic forces and displacements of the copper wire wound coil: a) the vectorial distribution of Lorenz force density in the half of model (F, N/m); b) the total displacements (δ, m)

In the range of maximum allowable stresses the magnetic field flux density reaches the 40 T (see Figure 2). Calculation results of coil displacements are shown in Figure 3. Maximum values of residual displacements reaches: axial displacements of Cu wire wound coil – 0,07 mm, radial displacements of Cu wire wound coil – 0,27 mm. In this case radial magnetic forces are general destructive loads. Calculation results shows that total displacements of analysed Cu wire wound coil with interlayer reinforcement and steel shell are enough low and not exceed the material's ductility, accordingly this coil rigidity is widely increased.

3. Conclusion

Numerical analysis of magnetic field distribution, magnetic forces distribution, deformations analysis of pulsed solenoids was done. Due to geometric symmetry of simulated object 3-D finite element modelling was simplified to 2-D numerical modelling and relatively

good results are achieved. Numerical 2-D modelling was done for multilayer copper wire wound coil. It was found that mechanical strength of winding materials is one of most limited factor to insure mechanical strength of pulsed solenoid. Applied results of numerical simulation should be taken into account for further steps of existing construction improvement.

References

1. Peng T., Gu C.L., Rosseel K., Vanacken J., Herlach F. Advanced numerical simulation of pulsed magnets with a finite element method // Measurement Science and Technology. – IoP, 2005. – Volume 16. – P. 562-568. **2.** Herlach F. Laboratory electromagnets – from Oersted to megagauss // Physica B. – Elsevier, Belgium, 2002. – Volume 319. – P. 321-329. **3.** Schneider-Muntau H. J., Han K., Bednar N. A., Swenson C. A., Walsh R. Materials for 100 T Monocoil Magnet // IEEE Transactions on Applied Superconductivity. – Volume 14 – Issue 2 – June 2004. – P. 1153-1156. **4.** Jones H., Van Cleemput M., Hickman A. L., Ryan D.T., Saleh P. M. Progress in high-field pulsed magnets and conductor development in Oxford // Physica B. – Elsevier, Belgium, 1998. – Volume 246-247. – P. 337-340. **5.** Rosseel K., Herlach F., Vanacken J., Lagutin A., Bruynseraede Y., Humbeeck J. 50 T pulsed field coils using multi-composite wire // Physica B. – Elsevier, Belgium, 2004. – Volume 346-347. – P. 571-575. **6.** Vanaken J., Li Liang, Rosseel K., Boon W., Herlach F. Pulsed magnet design software // Physica B. – Elsevier, Belgium, 2001. – Volume 294-295. – P. 674-678. **7.** Lagutin A., Rosseel K., Herlach F., Vanacken J., Bruynseraede Y. Development of reliable 70 T pulsed magnets // Measurement Science and Technology. – IoP, 2003. – Volume 14. – P. 2144-2150. **8.** Pernambuco-Wise P., Eyssa Y., Lesch B. L., Schneider-Muntau H. J. Systematic failure testing of carbon composite reinforced pulse magnets // Physica B. – Elsevier, Belgium, 1998. – Volume 246-247. – P. 346-349. **9.** Rosseel K., Herlach F., Boon W., Bruynseraede Y. Zylon-reinforced high magnetic field coils for the K. U. Leuven pulsed field laboratory // Physica B. – Elsevier, Belgium, 2001. – Volume 294-295. – P. 657-660. **10.** Lagutin A. S., Rosseel K., Herlach F., Bruynseraede Y. Durable 70 T pulsed magnets // Physica B. – Elsevier, Belgium, 2004. – Volume 346-347. – P. 599-603. **11.** Balevičius S., Žurauskienė N., Novickij J., Kačeniauskas A., Kačianauskas R., Stupak E. Decoupled algorithm for coupled magneto-mechanical analysis of coils by the FEM software // Informacinės technologijos ir valdymas. – Kaunas: Technologija, 2003. – Nr. 3(28). – P. 54-82. **12.** Quick Field. Finite element analysis system. User's guide. – Version 5.3. – Tera Analysis Ltd, 2005. – 246 p. **13.** ANSYS. Theory reference. – 8th edition, SAS IP INC, 1997.

Сдано в редакцию 30.01.06
Рекомендовано д.т.н., проф. Бухач А.

СОДЕРЖАНИЕ

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.

СОДЕРЖАНИЕ СТАТЕЙ

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 (210x297 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 60x60 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:

$$\left.\begin{aligned} S_W(t_i) &= \{s_{i1}, s_{i2}, ..., s_{iu}\}; \\ E_W(t_i) &= \{e_{i1}, e_{i2}, ..., e_{iu}\}; \\ I_W(t_i) &= \{i_{i1}, i_{i2}, ..., i_{iu}\}, \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

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

Міжнародний збірник наукових праць

Прогресивні технології і системи машинобудування

(мовою оригіналу)

Свідоцтво про внесення до державного реєстру видавців, виготівників і розповсюджувачів видавничої продукції: серія ДК № 1631 від 24.12.03

Комп'ютерна верстка: Пелих А.В.

ISBN 966-377-018-X

Підписано до друку 24.03.06 г. Формат 60×84 $^{1}/_{16}$. Папір PolSpeed. Друк різографічний. Умов.друк.арк. 21,22. Обл.-вид.арк. 31.83. Тираж 80 прим. Ціна за договором.

Замовлення № 1228

Виготовлено у друкарні ТОВ фірма «Друк -Инфо».

83000, Донецьк, вул.Артема, 58