

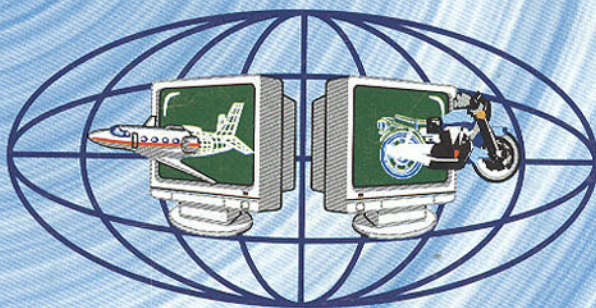


**ДОНЕЦКИЙ
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

**Международный
сборник научных трудов**

ВЫПУСК 11



ДОНЕЦК - 2000

**ДОНЕЦКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

**Международный
сборник научных трудов**

Выпуск 11

ДОНЕЦК - 2000

Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 11. – 289 с.
ISBN 966-95622-3-6

В международном сборнике научных трудов представлены некоторые вопросы теории и практики обработки изделий прогрессивными методами, показаны достижения и пути развития технологического оборудования, оснастки и металлорежущего инструмента. Рассмотрены отдельные аспекты автоматизации производственных процессов и надежности технологического оборудования. Освещены современные проблемы материаловедения в машиностроении.

В данном сборнике публикуются ученые и ведущие специалисты из Украины, стран ближнего и дальнего зарубежья. Предназначен для научно-технических работников, ИТР и специалистов в области машиностроения. Посвящён 80-ти летнему юбилею основания Донецкого государственного технического университета.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Минаев А.А. (председатель, Украина), Михайлов А.Н. (зам. председателя, Украина), Калафатова Л.П. (секретарь, Украина), Богуславский В.А. (Украина), Бутенко В.И. (Россия), Войнаровский Ю. (Польша), Гавриш А.П. (Украина), Гусев В.В. (Украина), Данек Я. (Чехия), Зиновьев Н.И. (Украина), Ищенко А.Л. (Украина), Каспер Р. (Германия), Лукичев А.В. (Украина), Малышко И.А. (Украина), Матюха П.Г. (Украина), Мизин Б.М. (Украина), Муравья Е.С. (Украина), Навка И.П. (Украина), Оливер Т. (Великобритания), Петраков Ю.В. (Украина), Седуш В.Я. (Украина), Сопилкин Г.В. (Россия), Струтинский В.Б. (Украина), Сулов А.Г. (Россия), Тернюк Н.Э. (Украина), Цокур В.П. (Украина), Шевченко Ф.Л. (Украина).

Публикуется по решению Ученого Совета Донецкого государственного технического университета (протокол № 5 от 30.06.2000 г.).

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонГТУ, кафедра ТМ.
Тел.: (0622) 93-60-02, факс: (0622) 93-60-02
E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua
http://www.dgtu.donetsk.ua

ISBN 966-95622-3-6

© Донецкий государственный
технический университет, 2000 г.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ КЕРАМИЧЕСКОГО ИНСТРУМЕНТА ИЗ ДИОКСИДА ЦИРКОНИЯ В ТРУБНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Акимов Г.Я., Тимченко В.М., Чайка Э.В. (ДонФТИ НАН Украины,
г. Донецк), Алексеев В.П., Дарда Ю.А.
(ООО НПП "Эталон" г. Донецк)

The finishing of pipes by a method of pressing through a ceramic die hole is offered. For this purpose the device that is built in a line of the tube-welding mill is developed. As a material of a die hole the partially stabilised zirconia $ZrO_2 + 3 \text{ mol } \% Y_2O_3$ was selected. The run of the die holes has shown advantage of ceramics in contrast with sintered carbide alloy.

В настоящее время для производства офисной мебели используются тонкостенные электросварные трубы круглого сечения, а также сложного профиля типа плоского овала, арочного или квадратного сечения (рис.1.). Трубы изготавливаются с высокой степенью чистоты поверхности с последующей окраской или покрытием гальваническим способом, например хромированием. Отделка поверхности является трудоемким процессом, требующим создания специальных устройств [1, 2].

Для решения этой задачи предложен способ отделки труб методом пластического деформирования (выглаживания) путем прессования трубы через керамическую фильеру, осуществляемый непосредственно в линии

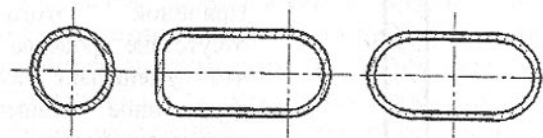


Рис.1. Изготавливаемые профили труб.

трубосварочного стана. Было разработано устройство, непосредственно встраиваемое в линию трубосварочного стана. Устройство представляет собой раму с установленной бандажированной керамической фильерой. Устройство может устанавливаться вместо одной из калибровочных валковых клеток, либо между последней калибровочной и правильной клетью.

В процессе обработки свариваемая труба подвергается пластической деформации со степенью 3 – 5%. При этом происходит выглаживание поверхности и устранение дефектов, возникающих при прокатке трубы валками (рисок, мелких задилов и т.п.).

В качестве материала фильеры был выбран частично стабилизированный диоксид циркония (ЧСДЦ) – $ZrO_2 + 3 \text{ мол. } \% Y_2O_3$. Материал отличается высокими значениями прочности и трещиностойкости, повышен-

ной твердостью, ударной вязкостью, низкой теплопроводностью и теплоемкостью, химической и коррозионной стойкостью, отсутствием сродства с металлами.

Введение добавок оксида иттрия Y_2O_3 в объем диоксида циркония ZrO_2 позволяет получать при спекании диоксид циркония тетрагональной модификации, что повышает прочностные свойства материала за счет возникающего явления трансформационного упрочнения [3]. Трансформационное упрочнение – один из методов упрочнения керамики путем экранирования трещин за счет проявления объемных эффектов при фазовых превращениях составляющих материала. Под действием напряжений сопутствующих распространению трещины происходит переход материала ЧСДЦ из тетрагональной модификации в моноклинную, что сопровождается увеличением объема на 3–5%. Это приводит к поглощению упругой энергии, необходимой трещине для ее продвижения. В результате чего распространение трещины прекращается.

Высокие значения прочностных параметров, а также низкий коэффициент трения (0,17–0,20) при эксплуатации в паре с металлами позволяет использовать ЧСДЦ в качестве инструментального материала. От других керамик, используемых в качестве инструментальных материалов,

ЧСДЦ отличается низким значением объемного износа пар трения сталь – керамика (рис.2). Причиной этого является отсутствие сродства с металлами, что уменьшает химическое и адгезионное взаимодействие в процессе трения. Полученные высокие значения трещиностойкости также способствуют повышению износостойкости инструмента [4]. Известный опыт [5, 6, 7] показывает преимущество использования волоочильного инструмента из ЧСДЦ по сравнению с твердосплавным. Так при волочении медной проволоки наблюдается более высокая (в 1,5–2 раза) чем у инструмента из сплава ВТ стойкость керамической

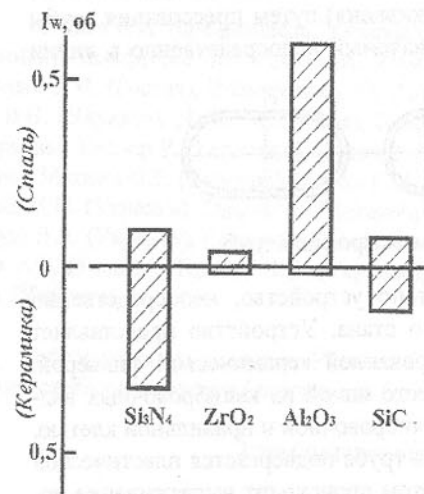


Рис.2. Объемный износ I_v керамики (плоскость) в паре со сталью AISI 52100, HV 8ГПа (сфера) [4].

волоки. При изготовлении труб из коррозионностойких сталей, меди, титановых сплавов отмечается значительное улучшение качества поверхно-

сти изделий в связи с отсутствием налипания металла на инструмент и снижение обрывности. Кроме того, особенностью инструмента из ЧСДЦ является возможность волочения труб без применения смазки (Пат.3365317, США).

Накопленный при изучении свойств оксидной керамики опыт позволил авторам данной работы создать керамику ЧСДЦ с высокими физико-механическими свойствами, позволяющими использовать его в качестве инструментального материала.

Таблица - Свойства материалов волок.

Материал	ЧСДЦ	ZYM (Tosoh)
Плотность, г/см ³	6.00	6.05
Прочность, МПа	1000	1200
Твердость, HV (ГПа)	12	13
Трещиностойкость, МПа*м ^{1/2}	10,5	7
Максим. рабоч. темпер, °C		1000
Термостойкость, °C		250

Из этого материала, а также из материала фирмы "Tosoh" (см. табл.) по технологии основанной на использовании холодного изостатического прессования [8] были изготовлены фильеры (рис.3) двух типоразмеров – длиной 30 мм с внутренним диаметром 18 и 25 мм и внешним диаметром 30 и 36 мм соответственно. Для уменьшения возникающих при прессовании растягивающих напряжений фильеры запрессовывались в толсто-

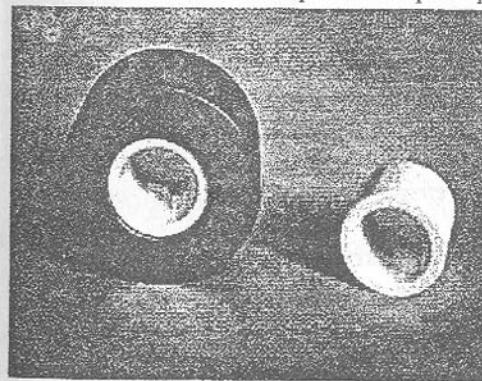


Рис.3. Фильеры из ЧСДЦ.

стенную металлическую оболочку.

Эксплуатация фильер показала преимущество использования керамики ЧСДЦ по сравнению с твердым сплавом. При использовании керамического инструмента, как и ожидалось, отсутствовало налипание материала, что позволило получить высокое качество поверхности труб. Стойкость волок оказалась выше. Срок эксплуата-

ции инструмента из ЧСДЦ составил порядка 10000 м труб.

Дальнейшее развитие работ по созданию керамического инструмента и улучшению его эксплуатационных характеристик связано с доработкой конструкции инструмента, совершенствованием структуры материала (удаление остаточной пористости) путем изменения режимов технологических операций и применения горячего изостатического прессования, а также использования в качестве материала ЧСДЦ с добавками оксидов повышающими термостойкость керамики (напр. MgO или Al₂O₃).

Список литературы: 1. А.С. СССР № 1104760, кл. В 24 В 5/12. Устройство для шлифования прутков и труб. 2. А.С. СССР № 1696615А1, кл. С 25 Д 7/06, 17/00, С 23 G 3/02. Устройство для обработки поверхности длинномерных изделий. 3. Lange F.F. Transformation Toughening // J. Mater. Sci. 1982. V. 17. №1. P. 225-263. 4. Керамические инструментальные материалы / Г.Г.Гнесин, И.И.Осипова, Г.Д.Ронталь и др.; Под ред. д-ра техн. наук Г.Г. Гнесина. – К.: Техника, 1991.—338с. 5. Пейчев В.Г., Плинер С.Ю. Повышение прочности керамики из диоксида циркония за счет эвтектидного распада твердых растворов в системе ZrO₂ – MgO // Огнеупоры. 1987. №2. С. 30-31. 6. Электросварные и холоднодеформированные трубы / А.А.Богатов, А.В.Тропотов, В.М.Власов и др. –М.: Металлургия, 1991. –208 с. 7. Караулов А.Г., Гальченко Т.Г., Чуднова Н.М. и др. Керамика на основе диоксида циркония для волоочильного инструмента // Огнеупоры и техническая керамика. 1996. №5. С. 14-20. 8. Акимов Г.Я., Прохоров И.Ю., Чайка Э.В. Опытная технология изготовления керамических изделий // Огнеупоры и техническая керамика. 1996. №6. С. 25-27.

КРАТКОВРЕМЕННЫЕ РАДИОПОМЕХИ СОЗДАВАЕМЫЕ ХОЛОДИЛЬНИКОМ

Алейкин В.Д., Заплетников И.Н. (СЕТЕСТ, ДГУЭТ, г. Донецк, Украина)

Main source of radio interference in a refrigerator is by the starting -protective relay and thermostat

Холодильник является источником кратковременных помех.

Допускаемая величина напряжения радиопомех L должна определяться выражением

$$L = L_n + a \quad (1)$$

где L_n - допускаемая величина напряжения непрерывных радиопомех, установленная в Нормах на соответствующую группу электроустройств;

$$a = 20 \lg \frac{30}{N} \quad (2)$$

в диапазоне частот от 0,15 до 30 МГц при длительности радиопомех $\leq 0,2$ с

$N = \frac{n}{t}$, среднее число кратковременных радиопомех, превышающих величину L_n в одну минуту; n - число превышений величины L_n за время t ; t - время измерения в минутах.

Время измерения t на каждой из контролируемых частот должно охватывать не менее 12 превышений величины L_n .

Помеховые характеристики холодильника определялись в экранированной камере типа ЭК.

Измерения напряжения кратковременных промышленных радиопомех проводят на работающем холодильнике, при номинальном напряжении питания с допуском $\pm 2\%$, в диапазоне частот 0,15-30 МГц. При измерениях холодильник должен работать в непрерывном режиме (со стабильным циклом), с закрытыми дверцами. Терморегулятор должен быть установлен в среднее положение. Внутренние отсеки должны быть пустыми и не нагретыми. Измерения должны проводиться после того, как будут обеспечены условия, соответствующие режиму работы (установившийся тепловой режим).

Результаты измерений сведены в таблицу 1.

Таблица 1

Частота, МГц	Уровень радиопомехи, дБ												L	t -цикла, мин
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12		
0,15	74	71	69	73	70	68	64	73	62	66	74	75	120	35
1,5	63	61	58	66	59	62	59	63	65	63	60	61	117	39
6,0	48	50	49	53	53	50	49	53	55	49	42	47	138	600
30,0	36	34	29	31	32	27	34	29	27	34	25	27	--	--

Примечание: знак -- означает, что время цикла и значение L не определено, т.к. значения уровней радиопомех не превышают норму длительной помехи L_n .

Измерения проводились на холодильнике, в котором установлено пускозащитное реле типа РЗ-2, имеющее в составе пусковую катушку с подвижными контактами, подключающими в момент запуска двигателя мотор-компрессора пусковую обмотку, что приводит к резким броскам тока двигателя мотор-компрессора. Резкие изменения тока двигателя мотор-

компрессора в моменты запуска и остановки являются основными источниками возникновения промышленных кратковременных радиопомех от холодильника. Поэтому форма огибающей тока в обмотках двигателя мотор-компрессора в моменты пуска будет носить определяющий характер на уровень промышленных радиопомех.

На рисунках 1-3 представлены осциллограммы огибающей тока двигателя мотор-компрессора в момент запуска.

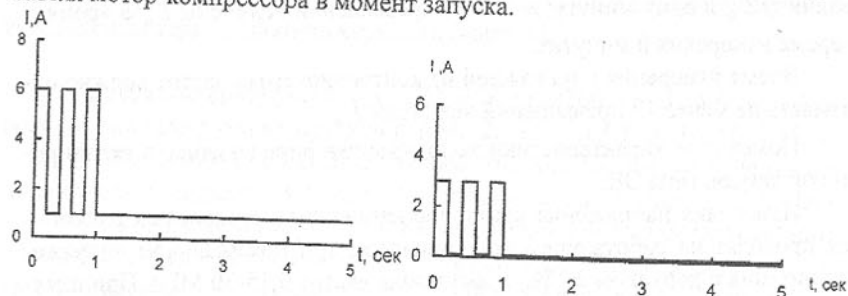


Рис. 1. Осциллограмма тока в рабочей обмотке компрессора (пусковой режим, реле РЗ)

Рис. 2. Осциллограмма тока в пусковой обмотке компрессора (пусковой режим, реле РЗ)

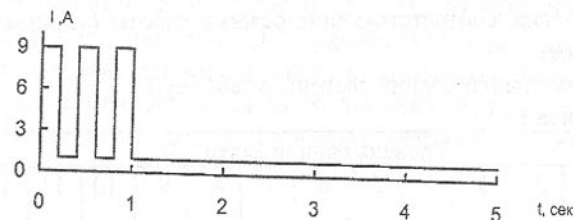


Рис. 3. Осциллограмма тока в общей цепи компрессора (пусковой режим, реле РЗ).

На рисунках приведены осциллограммы самого тяжелого режима пуска компрессора, когда контакты катушки в пусковом режиме совершают трёхкратные колебания, при этом происходит межконтактный пробой. Если броски тока определяют в основном диапазоне частот до 1,0 МГц, то межконтактный пробой в моменты замыкания и размыкания контактов пускового реле определяет величину уровня радиопомех для частот более 1,0 МГц.

В таблицах 2-8 приведены результаты измерения уровней радиопомех 7 холодильников с различными типами пускозащитных реле (РЗ, РТК-3М, РТК-Х) и различными типами компрессоров.

Таблица 2 - компрессором ХКВ6,23 с реле РЗ, хладон R12.

Частота, МГц	Уровень радиопомехи, дБ												L	t-цикла, мин
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12		
0,15	82	81	76	80	74	68	84	70	69	82	86	84	126	37
1,5	70	62	71	60	70	61	71	63	70	71	75	70	117	39
6,0	58	63	57	62	56	63	56	62	58	63	57	62	105	37
30,0	48	41	47	40	46	39	48	41	47	48	41	48	105	37

Таблица 3 - Реле РЗ с компрессором ХКВ8, хладон R12.

Частота, МГц	Уровень радиопомехи, дБ												L
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
0,15	86	74	87	75	84	76	87	74	75	76	82	86	142
1,5	72	64	73	65	72	64	73	67	72	63	72	73	120
6,0	65	68	61	67	63	68	59	67	58	56	70	56	115
30,0	55	48	55	49	56	43	47	54	49	50	56	50	115

Таблица 4 - Реле РЗ с компрессором ХКВ6,65-1М, хладон R12

Частота, МГц	Уровень радиопомехи, дБ												L
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
0,15	80	71	79	72	80	73	76	70	80	72	76	78	123
1,5	67	61	69	60	68	58	69	61	69	63	68	60	120
6,0	56	62	54	62	53	61	52	62	52	56	52	51	110
30,0	46	39	49	38	46	39	47	38	46	39	47	49	169

Таблица 5 - Реле РТК-3М, компрессор ХКВ6,23 (Вильнюс), хладон R12

Частота, МГц	Уровень радиопомехи, дБ												L
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
0,15	76	73	68	74	72	68	69	65	80	76	73	79	132
1,5	62	61	56	64	65	59	63	64	64	67	60	62	118
6,0	47	52	54	56	48	49	54	49	56	48	50	51	138
30,0	46	92	39	44	43	45	38	39	42	42	44	43	210

Таблица 6 - Реле РТКХ, компрессор ХШГ11, хладон R12.

Частота, МГц	Уровень радиопомехи, дБ												L
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
0,15	70	67	77	69	76	68	76	66	77	65	76	72	131,5
1,5	52	56	51	54	50	55	56	52	50	54	56	52	118,8
6,0	48	46	49	50	47	49	48	41	51	46	48	46	156,5
30,0	31	36	38	35	34	38	36	39	37	36	38	35	---

Таблица 7 - Реле РЗ, компрессор ХКВ6,65, хладон R134a

Частота, МГц	Уровень радиопомехи, дБ												L
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
0,15	77	68	78	80	69	76	81	77	69	75	77	81	168
1,5	68	60	69	61	64	67	59	61	66	64	66	67	132
6,0	58	52	59	51	61	52	62	53	61	53	52	51	105
30,0	49	43	50	44	51	45	43	50	42	41	54	44	105

Таблица 8 - Реле РТК-3М, компрессор ХКВ6,23, хладон R134a.

Частота, МГц	Уровень радиопомехи, дБ												L
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
0,15	70	68	65	68	70	62	64	61	69	70	71	68	164
1,5	56	54	58	56	60	61	57	59	56	61	60	60	132
6,0	49	47	52	49	49	51	52	49	47	51	53	50	126
30,0	46	42	44	44	44	46	44	40	39	41	44	41	210

При сравнении данных в таблицах их можно разбить на две группы — это холодильники на одном хладоне R12 при разных пускозащитных реле (РЗ, РТК-3М, РТКХ) и разных компрессорах (ХКВ 6,23; ХКВ6,65; ХКВ 6,23(Вильнюс); ХШГ11).

На уровень радиопомех сильно влияет мощность двигателя, чем мощнее двигатель, тем больше пусковой ток, тем выше уровень помех.

Компрессор ХКВ 6,23 — пусковой ток 9÷9,5А

Компрессор ХКВ8 — пусковой ток 10÷12А

Следовательно, бросок тока определяется типом компрессора при одинаковых остальных условиях. В среднем уровень радиопомех для холодильника с компрессором ХКВ 8 на 6 - 7 дБ выше, чем у холодильника с компрессором ХКВ 6,23 и на 10-12дБ выше, чем у холодильника с компрессором ХШГ11. Однако сравнивать их по уровню радиопомех (только) не однозначно, т.к. изменяется и величина L , сильно зависящая от цикла помехи (превышающей L_n). В общем, цикл холодильника, а также цикл помехи сильно зависят от теплоэнергетики холодильника. Цикл холодильника неоднозначно зависит от мощности компрессора, при более мощном компрессоре резко падает такой параметр, как КРВ — уменьшается время стоянки и незначительно увеличивается общий цикл работы, при заниженной мощности (производительности) компрессора КРВ - увеличивается, увеличивается время работы, а следовательно и общее время цикла.

Вторую группу можно *сгруппировать* как холодильники с одинаковыми комплектующими (реле, компрессор), но с разным хладоном (R12, R134a). Уровни радиопомех у холодильников (РЗ, ХКВ 6,65; РТК-3М, ХКВ 6,23) с различными хладонами практически одинаковы, однако при применении хладона R134a величина L изменяется по сравнению с применением хладона R12.

Объясняется это тем, что производительность холодильника с хладоном R134a по сравнению с тем же холодильником на хладоне R12 на 30% примерно ниже. Отсюда возрастает и КРВ холодильника. С ростом КРВ происходит рост времени цикла холодильника, а также рост цикла помехи. Следовательно происходит рост L .

L для (РЗ; ХКВ6,65; R12) = 123 на $f = 0,15$ МГц

L для (РЗ; ХКВ6,65; R134a) = 136 на $f = 0,15$ МГц

Следовательно запас по уровню помех у холодильника с хладоном R134a больше на 13 дБ, при приблизительно одинаковых значениях уровня радиопомех.

Как уже отмечалось, что основным источником радиопомех являются контакты пусковой катушки пуско-защитного реле мотор-компрессора. Следовательно для уменьшения уровня радиопомех это реле необходимо модернизировать. Большинство фирм, производящих холодильную технику перешли на позисторное пуско-защитное реле, в которых вместо пусковой катушки с контактами применен позистор. В реле позисторы включают последовательно с пусковой обмоткой двигателя мотор-компрессора.

Для работы с такого типа реле необходим модернизированный компрессор с измененной пусковой обмоткой. На рис. 9-11 приведены осциллограммы пусковых режимов бытового холодильника NORD 214-6 с мотор-компрессором ХКВ 6,65, пускозащитным реле РПЗП2-01, с хладоном R12.

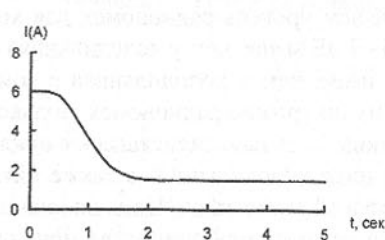


Рис. 9. Осциллограмма тока в общей цепи компрессора (пусковой режим, реле РПЗП2-01)

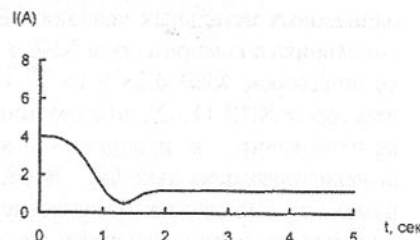


Рис. 10. Осциллограмма тока в рабочей обмотке компрессора (пусковой режим, реле РПЗП2-01).

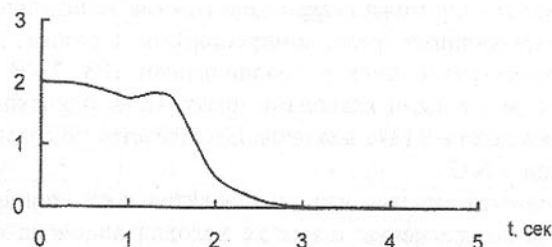


Рис. 11. Осциллограмма тока в пусковой обмотке компрессора (пусковой режим, реле РПЗП2-01).

Как видно из осциллограмм явных бросков тока в обмотках двигателя не происходит, время запуска компрессора определяется временем закрытия ($R_{п} \rightarrow 100 \text{ КОМ}$) позистора.

Переходные характеристики плавные, следовательно уровень радиопомех должен быть снижен по сравнению с уровнем радиопомех при применении реле РЗ, также отсутствуют повторные пуски компрессора, что в свою очередь влечет за собой снижение уровня радиопомех.

В таблицах приведены экспериментальные данные измерения уровня кратковременных помех на холодильнике NORD 214-6 со следующими комплектующими: компрессор – ХКВ 6,23, реле пуско-защитное - РПЗП2-01, заправленным хладоном R12.

Таблица 9 - Уровень радиопомех холодильника НОРД 214-6 с компрессором ХКВ 6,23

Частота, МГц	Уровень радиопомехи, дБ												L
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
0,15	59	52	62	52	54	49	56	47	59	56	49	56	132
1,5	49	47	47	48	48	46	52	59	45	46	45	51	118

Продолжение табл. 9

6,0	39	42	41	40	37	39	43	46	42	37	39	40	----
30,0	26	24	27	29	31	25	32	30	27	26	30	32	----

При сравнении данных приведенных в таблицах измерений радиопомех можно сделать вывод, что только замена пускозащитного реле РТК-3М на пуско-защитное реле РПЗП2-01 (с позистором) дало уменьшение уровня радиопомех в среднем 10-15 дБ на всех частотах.

ПЕРСПЕКТИВЫ СОЗДАНИЯ УНИВЕРСАЛЬНОГО ПОЧВООБРАБАТЫВАЮЩЕГО КАТКА С ПОВЫШЕННОЙ ПОДВИЖНОСТЬЮ ДИСКОВ

Бабицкий Л.Ф., Коваленко К.Ю. (КГАУ, г. Симферополь, Украина)

Universal roller composed of cylindrical rotary disks joint among themselves by lugs. Ripper tools can be made fast on working disks' surfaces. The roller improves the quality of surface handling of soil and reduces energy consumption by copying its contour.

Создание оптимальных условий для роста и развития культурных растений требует качественной обработки почвы с применением высокоэффективных средств механизации для ее осуществления.

Учитывая возрастающую ценность энергоносителей, важной проблемой становится снижение энергоемкости процесса обработки почвы. Поэтому возникает потребность в постоянном усовершенствовании орудий механического воздействия на почву и разработке более совершенных и экономичных процессов ее обработки. При этом снижение энергоемкости должно сопровождаться повышением качества работы орудий [1].

Снижение энергоемкости может быть достигнуто как за счет совершенствования технологического процесса, в частности, поверхностной обработки почвы, так и путем изыскания новых принципов воздействия рабочих органов на почву и обоснования их оптимальных параметров.

В настоящее время для прикатывания широко используются гладкие цилиндрические катки с большим отношением длины к его диаметру. В процессе прикатывания таким катком для заданного уплотнения почвы в западинах, происходит переуплотнение почвы в областях выступов, а относительно большой диаметр не способствует копированию рельефа почвы в продольном направлении. Перечисленные конструктивные особенности серийно выпускаемых катков приводят к неоправданному повышению затрат энергии на прикатывание.

В процессе механической обработки почвы достижение необходимых значений агротехнических показателей обработки почвы и снижение энергоемкости процесса возможно при высокой степени копирования рельефа поверхности поля рабочими органами сельскохозяйственных орудий.

Для обеспечения заданного уплотнения почвы по всей поверхности обрабатываемого участка, необходимо создать такой каток, рабочие органы которого с одинаковым усилием могли бы прикатывать почву, как в областях выступов, так и в областях западин в поперечном и продольном направлениях. Этим требованиям может удовлетворить каток, состоящий из батареи дисков, допускающих взаимное смещение их осей и обеспечивающий копирование рельефа обрабатываемой почвы.

Диаметр дисков может быть в пределах 300...500 мм, чтобы обеспечить копирование рельефа почвы в продольном направлении. Ширина дисков катка должна быть соизмерима с размерами гребней и западин (50...100 мм), образуемых комьями почвы в поперечном направлении.

Такая конструкция катка позволит достигнуть заданного уплотнения, как в областях выступов, так и в западинах в поперечном и продольном направлениях и одновременно снизить затраты энергии на прикатывание.

В Крымском ГАУ исследуется возможность создания и применения катков, с увеличенной подвижностью его дисков для механической обработки почвы, которые бы обеспечили необходимую степень копирования рельефа поля с учетом почвенно-климатических условий Юга Украины и, таким образом, обеспечили бы выполнение технологического процесса прикатывания почвы в соответствии с существующими агротехническими требованиями предъявляемыми к данному виду обработки.

Такие катки, отличаются от используемых серийных изделий с жестким закреплением дисков на общей оси, тем, что цилиндрические ротационные диски соединены в центре между собой проушинами, обеспечивающими постоянство длины многозвенной кинематической цепи в процессе выполнения технологического процесса. Это позволяет в предлагаемой конструкции ротационных рабочих органов для обработки почвы увеличить степень подвижности почвообрабатывающего механизма на число, равное количеству ротационных дисков, увеличенное на единицу по сравнению с расположением ротационных звеньев на общей оси.

Нами предлагается увеличить степень свободы ротационных рабочих органов путем введения высших кинематических пар, обеспечивающих гибкое соединение исполнительных рабочих органов между собой. При использовании проушин, обеспечивающих преобразование дисков в кинематические пары высшего четвертого класса, имеем:

$$\Delta W = W_{II} - W_C = n_d + 1, \quad (1)$$

где ΔW - увеличение степени подвижности орудия;

W_{II} - степень подвижности предлагаемых ротационных орудий с гибким соединением;

W_C - степень подвижности серийных ротационных орудий;

n_d - количество ротационных рабочих органов.

Используя формулу П.Л. Чебышева [2], подвижности механизмов W_{II} и W_C определяются по следующим выражениям:

$$W_{II} = 3(n_d + 2) - 4 - (n_d + 1) = 2n_d + 1, \quad (2)$$

$$W_C = 3n_d - 2n_d = n_d. \quad (3)$$

Применяя проушины, обеспечивающие соединение дисков в кинематические пары третьего и выше классов можно обеспечить дальнейшее увеличение степени подвижности.

Поверхность обработанной почвы, подлежащей прикатыванию, имеет неровности. Она имеет глыбы и волнистую поверхность в продольном и поперечном направлениях. В поперечном направлении обработки, предшествующей прикатыванию, поверхность почвы обладает более выраженной периодичностью чередования гребней.

Экспериментальный каток конструкции КГАУ (рис. 1) содержит раму 3, к посадочным местам которой посредством втулки 2 и полуоси 1 присоединяется батарея ротационных цилиндрических дисков 4. С двух сторон батареи установлены натяжные механизмы 5. Диски батареи соединены в центре между собой проушинами 6.

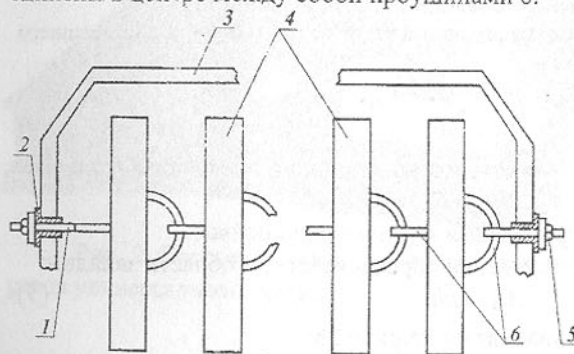


Рис. 1. Каток универсальный для механической обработки почвы с высокой подвижностью дисков.

Для реализации качественно новой совокупности свойств данной конструкции предлагается укомплектовывать цилиндрические рабочие поверхности дисков батареи катка различными рыхлительными органами. В результате этого универсальный каток может выполнять функции гладкого, шпорового, борон-

чатого и др. видов катков.

Орудие работает следующим образом. В процессе работы, при движении орудия, ротационные цилиндрические диски 4 орудия вращаются за счет сил сцепления с почвой, обкатываясь по неровностям почвы. Батарея

дисков копирует рельеф почвы за счет повышенной степени подвижности проушин 6, соединяющих диски в батарею. При этом рыхлительные или прикатывающие рабочие органы, укалывая, дробя или прикатывая почву, обеспечивают необходимое качество поверхностной обработки.

В целях снижения действия ветровой эрозии, прикатывание катком предлагаемой конструкции, позволит незначительно изменять относительную высоту почвенных образований, как в поперечном, так и продольном направлениях, тем самым, способствовать накоплению влаги и одновременно предотвращать водную эрозию.

Работа деформации верхнего слоя почвы минимальна при использовании катка с дисками высокой подвижности, так как уплотнение возвышений и западин по всей обрабатываемой поверхности в продольном и поперечном направлениях равномерное.

Произведем предварительную оценку энергоемкости процесса прикатывания катком предлагаемой конструкции в сравнении с гладким цилиндрическим катком такого же диаметра.

Допущения, принятые при оценке: $p(b, l) = \text{const}$, $\rho_1 \geq \rho_2$, $b_1 = b_2 = b$, где $p(b, l)$ - деформирующая сила как функция ширины и длины очага деформации;

ρ_1, ρ_2 - плотность поверхностных слоев почвы, после обработки стандартным и экспериментальным орудием соответственно;

b_1, b_2 - ширина зон возвышений и западин соответственно.

Рассматривая работу деформации возвышений почвы без учета сил внешнего трения, можно записать:

$$A_{11} = p[H - (H - h)],$$

$$A_{11} = ph, \quad (4)$$

где $H, H-h$ - соответственно высоты возвышений до и после обработки экспериментальным катком;

p - деформирующая сила, приводящая к уплотнению почвы.

Аналогично работа деформации определяется для области западин:

$$A_{12} = ph. \quad (5)$$

Общая работа, затрачиваемая на ширине $2b$:

$$A_1 = A_{11} + A_{12} = 2ph. \quad (6)$$

Для областей возвышений при обработке гладким цилиндрическим катком справедливо:

$$A_{21} = pH, \quad (7)$$

а для области западин:

$$A_{22} = ph. \quad (8)$$

Общая работа, затрачиваемая на ширине $2b$:

$$A_2 = A_{21} + A_{22} = p(h + H). \quad (9)$$

Прирост потребления энергии при переходе от экспериментального катка к серийному составит:

$$\Delta A = A_2 - A_1 = p(H - h). \quad (10)$$

Таким образом, каток, состоящий из батареи дисков высокой подвижности, будет менее энергоемким в сравнении с серийно выпускаемыми катками потому, что последние для достижения заданного уплотнения в области западин будут деформировать почву дополнительно на высоту равную разности уровней заданного уплотнения в областях возвышений и западин. При этом экспериментальный каток должен обеспечивать возможность взаимного смещения осей дисков на величину $H-h$, которая в практике механической обработки почвы определяется гребнистостью поверхности.

Поверхность почвы после пахоты имеет ярко выраженную гребнистость (свальные и развальные борозды) в перпендикулярном направлении к направлению прикатывания и меньшую гребнистость при применении дополнительной поверхностной обработки почвы, направленной на дробление глыб и выравнивание ее поверхности. Энергоемкость дискового катка высокой подвижности для различных значений гребнистости поверхности

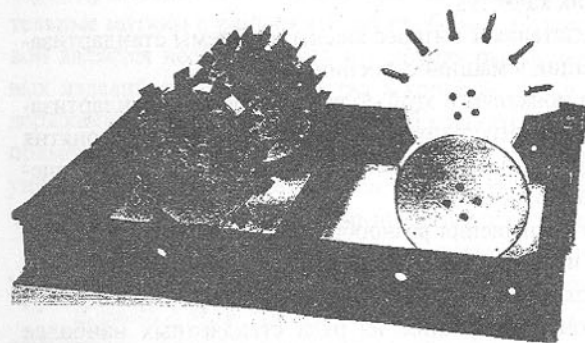


Рис. 2. Составные части лабораторного образца универсального катка

сти и типов почв целесообразно определять экспериментально в процессе сравнительных испытаний его с серийными изделиями.

В КГАУ изготовлен лабораторный образец универсального катка (рис 2).

Таким образом, предлагаемое орудие, имеющее

набор ротационных рабочих органов, может быть использовано по различным назначению при поверхностной обработке почвы и обеспечивает снижение энергозатрат.

Список литературы: 1. Бабицкий Л.Ф. Біонічні напрями розробки ґрунтообробних машин. - К.: Урожай, 1998. - 164 с. 2. Артоболевский И. И. Теория механизмов и машин: Учеб. для вузов. - 4-е изд., перераб. и доп. - М.: Наука, 1988. - 640 с.

УНИФИКАЦИЯ В МАШИНОСТРОЕНИИ С ПОЗИЦИЙ СИСТЕМНОГО ПОДХОДА

Базров Б.М. (ИМАШ РАН, г. Москва, Россия)

In the report is shown, that the essential effect from unification will only in the event that the unifications are exposed objects connected among themselves and making products, and means of technological maintenance of manufacturing of these products.

Отличительной чертой современного машиностроительного производства является безудержный рост разнообразия средств технологического обеспечения (технологических процессов, оборудования, оснастки). Однако в своем большинстве новые технологические решения не оказывают радикального влияния на повышение эффективности производства машин.

В итоге расходы, связанные с разработкой и осуществлением новых решений, существенно снижают эффективность производства.

В этих условиях возникает задача огромной важности – упорядочивание номенклатуры средств технологического обеспечения, отбор лучших образцов, регламентация их качества.

В связи с этим представляет интерес анализ проблемы стандартизации, унификации и типизации в машиностроении.

К наиболее важным понятиям в этой области относятся стандартизация, унификация, типизация, агрегатирование. Перечисленные понятия относятся к одной категории, но отличаются местом в проблеме сокращения разнообразия и уровнем обобщения.

В основе проблемы сокращения разнообразия изделий лежит основное противоречие между производителем и потребителем, которое заключается в следующем. Сокращение разнообразия изделий приводит к тому, что для конкретных условий выбранное из ряда стандартных наиболее подходящее изделие полностью не сможет учесть всю совокупность условий эксплуатации. Отсюда эффективность его эксплуатации будет ниже в отличие от изделия специально спроектированного для этого случая. Однако с другой стороны сокращение номенклатуры изделий позволит увеличить серийность их выпуска.

Противоречие между производителями и потребителями на общегосударственном уровне следует разрешать по критерию наименьших суммарных затрат. Но в условиях рыночной экономики в выбор критерия вносит поправку учет конъюнктуры рынка.

Унификация является наиболее распространенной и эффективной формой стандартизации. Унификацию можно осуществлять до стандартизации, если её результаты не оформляются стандартом. Но стандартизация

изделий, их составных частей и деталей предполагает их унификацию, а унификация – типизацию.

Можно констатировать, что стандартизация, унификация и типизация направлены на сокращение разнообразия объектов при этом процессы стандартизации и унификации по своей сущности ничем не отличаются друг от друга. Стандартом лишь утверждаются некоторые унифицированные объекты и поэтому унифицированный объект стоит ниже по уровню распространения.

Стандартизация, унификация и типизация только изделий далеко не исчерпывает возможных резервов повышения эффективности их производства. Дело в том, что изделие – это сложная система, состоящая из многочисленных агрегатов, узлов, механизмов, деталей.

Отсюда возникает задача типизации, унификации, стандартизации не только изделий, но и их элементов.

В связи с этим находит широкое применение агрегатирование, под которым понимается принцип создания изделий из унифицированных элементов.

Ставя задачу унификации нужно думать еще и том, как вызвать интерес производителя к унификации, как создать у производителя побудительные мотивы к решению этой проблемы. С одной стороны таким мотивом является необходимость в условиях рынка переходить на выпуск новых изделий высокого качества в короткие сроки и с минимальными издержками; с другой – получение большого экономического эффекта от применения унификации. Решение обеих задач возможно, если любому унифицированному изделию соответствуют унифицированное технологическое обеспечение и формы организации производственного процесса.

Только в этом случае у производителя появится истинный интерес к унификации, т.к. можно ожидать большой экономический эффект.

В связи с этим представляет интерес анализ унификации в машиностроительном производстве с позиций системного подхода.

Анализ состояния унификации объектов каждого звена производственной цепочки: «изделие – технологический процесс – технологическая система – организационная форма производственного процесса» показал следующее:

1. Наблюдается разный уровень унификации объектов звеньев. Наиболее широко унификацией охвачены объекты звена «изделие», в меньшей степени – объекты звена «технологическая система» и практически отсутствует унификация последнего звена.

2. Практически отсутствует связь между унифицированными объектами звеньев производственной цепочки.

При отсутствии тесных связей между унифицированными объектами звеньев производственной цепочки эффект от применения унификации будет минимальным. К примеру, если для унифицированной детали нет соответствующего унифицированного технологического процесса, то эффект от ее унификации будет только за счет снижения трудоемкости проектирования детали. Если же унифицированному технологическому процессу нет соответствующей унифицированной технологической системы, эффект будет только от сокращения трудоемкости проектирования процесса. В этом случае придется для унифицированной детали проектировать индивидуальный технологический процесс, а к унифицированному технологическому процессу – технологическую систему.

Из изложенного следует, что главный резерв повышения эффективности от применения унификации кроется в обеспечении связей между унифицированными объектами производственной цепочки.

Системный подход в унификации объектов звеньев производственной цепочки базируется на установлении связей по вертикали между объектами одного звена и по горизонтали между объектами одного уровня звеньев производственной цепочки, когда каждому объекту звена "изделие" соответствует объект звена "технологический процесс" и т.д.

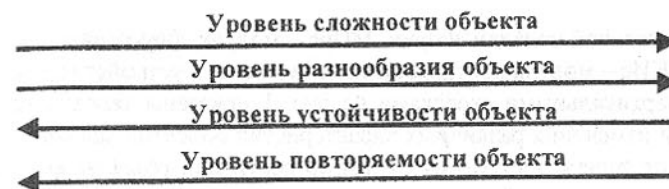
Установление указанных связей надо начинать с определения состава объектов каждого звена и их иерархии. При этом следует придерживаться правила, что объект верхнего уровня представляет собой совокупность объектов предыдущего уровня.

На рис. 1 приведена схема, отражающая иерархию объектов каждого звена и горизонтальные связи между объектами звеньев производственной цепочки. Условные обозначения приведенные на рис. 1 расшифровываются следующим образом.

МФТс, МФТси, МФТсп, МФТск – модули функциональные технологические соответственно сборочная машина, инструментальная наладка, сборочное приспособление, контрольно-измерительное устройство сборочной ТС.

МФТо, МФТои, МФТоп, МФТок – модули функциональные технологические: соответственно станок, инструментальная наладка, станочное приспособление, контрольно-измерительное устройство обрабатывающей технологической системы (ТС).

МП – модуль поверхностей детали, МС – модуль соединения деталей, МТИ – модуль технологического процесса изготовления МП, МТС – модуль технологического процесса сборки МС, МОо – модуль станка, МИо – модуль инструментальной наладки обработки, МПро – модуль станочного приспособления, МКИо – модуль контрольно-измерительного устройства для МП, МОс – модуль сборочной машины, МИс – модуль ин-



Модуль РМо	МОо, МИо, МПро, МКИо	МТИ	МП
Модуль РМс	МОс, МИс, МПрс, МКИс	МТС	МС
Рабочее место обработки (РМо)	МФТо, МФТои, МФТоп, МФТок	Технологическая операция обработки	Деталь
Сборочное рабочее место (РМс)	МФТс, МФТси, МФТсп, МФТск	Технологическая операция сборки	Сборочная единица
Участок (завод, цех, участок)	Технологическая система	Технологический процесс	Изделие
"Организация производственного процесса"	"Технологиче- кая система"	"Технологический процесс"	"Изделие"

Рис.1. Иерархия объектов звеньев производственной цепочки.

струментальной наладки сборки, МПрс – модуль сборочного приспособления, МКИс – модуль контрольно-измерительного устройства для МС.

Вертикальными стрелками на рис. 1 показаны теоретические зависимости изменения различных характеристик объектов каждого звена. Согласно правилам построения схемы по вертикали объекты каждого звена расставлены таким образом, что с понижением уровня расположения объекта снижается и уровень его сложности.

Анализ схемы показывает, что с понижением уровня сложности объекта

а) снижается степень его разнообразия, т.к. менее сложный объект описывается меньшим числом характеристик, следовательно, уменьшается и число их комбинаций,

б) повышается степень его устойчивости, т.к. снижение его разнообразия уменьшает вероятность его замены на другой объект,

в) увеличивается степень его повторяемости, т.к. растет число объектов старшего уровня, в которых он может участвовать.

Поскольку эффект от унификации объекта тем больше, чем выше степень его повторяемости, постольку предпочтение следует отдавать унификации элементов изделий меньшей сложности.

Однако, поскольку с уменьшением сложности объекта падает степень его разнообразия, постольку снижается и актуальность его унификации.

Изложенное говорит о том, что есть некая граница уровня сложности объектов, где эффект от унификации будет наибольшим.

С другой стороны, по мере роста сложности объекта теоретически растет его разнообразие за счет роста числа возможных комбинаций его характеристик.

Однако, из-за роста сложности объекта растет его стоимость, что в реальных условиях препятствует увеличению его разнообразия. В пределе изделие становится уникальным, примером этого может служить космическая станция "Мир" или новейший военный корабль.

Учитывая существенное повышение стоимости объекта с ростом его сложности, когда его стоимость может быть выше на несколько порядков стоимости объекта низшего уровня, эффективность унификации такого объекта может быть большой.

Изложенное можно представить в виде ориентировочных зависимостей, приведенных на рис. 2.

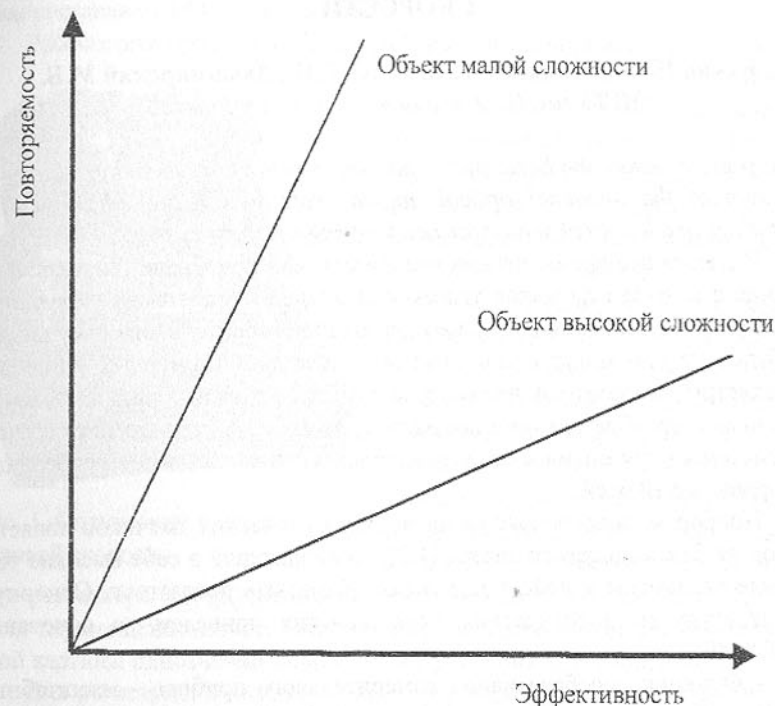


Рис. 2. Эффективность унификации объектов в зависимости от их сложности и повторяемости.

Подводя итог изложенному можно сделать вывод о целесообразности системной унификации. Для ее проведения необходимо вначале

- 1) определить иерархию объектов каждого звена производственной цепочки,
- 2) установить горизонтальные связи между объектами звеньев производственной цепочки,
- 3) оценить предполагаемую повторяемость каждого объекта,
- 4) оценить предполагаемую стоимость каждого объекта.

На основе анализа полученных данных устанавливается целесообразность и глубина унификации каждого объекта.

Таким образом, существенный эффект от унификации будет только в том случае, если унификации подвергаются связанные между собой объекты составляющие изделия и средства технологического обеспечения их изготовления.

УНИВЕРСАЛЬНЫЙ ОПТИЧЕСКИЙ ДАТЧИК УГЛА И УГЛОВОЙ СКОРОСТИ

Бакин Ю.В., Болотнов С.А., Зюзев Г.Н., Людомирский М.Б.
(МГТУ им. Н. Э. Баумана, г. Москва, Россия)

In the present report the basic performances, design features and principles of operation of the universal optical angular rate sensor are reviewed. The feasibilities of the optical sensor for needs of engineering are given.

В настоящее время оптические измерители приобрели широкое применение в качестве датчиков углового положения в системах управления объектами, что особенно актуально для машиностроительного производства. Отдельно они могут использоваться в составе угломерных установок (гониометры, измерители параметров зубчатых колес и пр.). В задачах, связанных с преобразованием координат, нашли свое применение трехосные системы - три оптических угломерных датчика с взаимно ортогональной ориентацией осей.

Прибором нового поколения в ряду оптических датчиков является прибор на базе кольцевого лазера [1,2], совмещающий в себе высокие точностные параметры и небольшие массогабаритные показатели. Основную номенклатуру метрологических характеристик приведем на основании ГОСТ 8.009 - 84¹.

- Функция преобразования измерительного прибора - масштабный коэффициент находится в пределах от 1,12 до 1,20 угл.с./имп.;
- Систематическая составляющая показаний прибора (сдвиг нуля) - не более 0,6 град./ч.;
- Неисключенная систематическая погрешность (неисключенный остаток систематической погрешности) показаний прибора - не более 0,005 град./ч. с учетом алгоритмической компенсации температурной погрешности;
- Случайная составляющая дрейфа нуля при часовом осреднении - не более 0,005 град./ч в течение 8 ч с учетом алгоритмической компенсации температурной погрешности;
- Шумовая составляющая дрейфа - не более 0,005 град./ч^{0,5};
- Нелинейность масштабного коэффициента в диапазоне угловых скоростей от минус 50 град./с до плюс 50 град./с - не более $5 \cdot 10^{-5}$ при асимметрии $1 \cdot 10^{-6}$;
- Нестабильность масштабного коэффициента - не более $5 \cdot 10^{-5}$ с учетом алгоритмической компенсации температурной погрешности.

¹ ГОСТ 8.009 - 84. Нормируемые метрологические характеристики средств измерений

Масса прибора составляет 2,5 кг. Габаритные размеры прибора с экраном составляют $154 \times 116 \times 88$ мм³.

Рассмотрим принцип работы прибора [3,4], изображенного на рис.1.

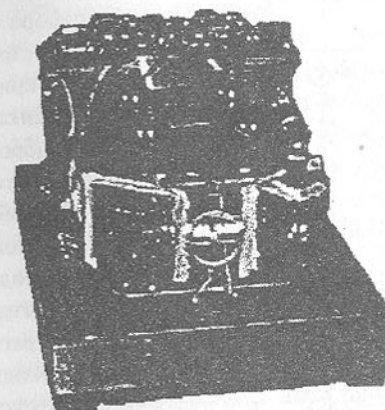


Рис. 1. Оптический датчик угла и угловой скорости

Основным элементом конструкции прибора является кольцевой гелий-неоновый лазер. В его резонаторе генерируют две распространяющиеся навстречу друг другу световые волны ($\lambda = 0.6328$ мкм). Специальное оптическое устройство обеспечивает вывод части излучения из лазера. При этом поля встречных волн направляются по одной траектории и смешиваются. В результате происходит их интерференция. Пока кольцевой лазер не вращается, интерференционная картина выглядит неподвижной. При вращении кольцевого лазера в плоскости его оптического резонатора интерференционная картина начинает "бежать", наблюдается перемещение полос. Направление смещения полос интерференционной картины однозначно зависит от направления вращения лазера.

Для регистрации смещения интерференционной картины использован фотоприемник, имеющий две узкие чувствительные площадки, ориентированные вдоль светлых и темных полос. При этом площадки фотоприемника отстоят друг от друга на расстояние, равное $1/4$ части периода интерференционной картины. Таким образом, световой сигнал преобразуется в электрический. На двух выходных контактах фотоприемника, связанных с чувствительными площадками, наблюдаются два сигнала синусоидальной формы с фазовым сдвигом 90 град. Производя фазовый анализ сигналов, можно определить угол поворота лазера и направление его вращения. Наиболее распространенным способом определения угла поворота является подсчет количества импульсов, полученных из синусоидального сигнала.

Частота выходных сигналов прибора пропорциональна скорости вращения кольцевого лазера. Исключение составляет область малых угловых скоростей вращения (примерно до 0.5 град./с), внутри которой зависимость выходной частоты от скорости вращения не является линейной. Линеаризация выходной характеристики лазера достигается либо вращением его с высокой скоростью (0.1 - 2 оборота в секунду), либо приведением его в колебательное движение относительно основания.

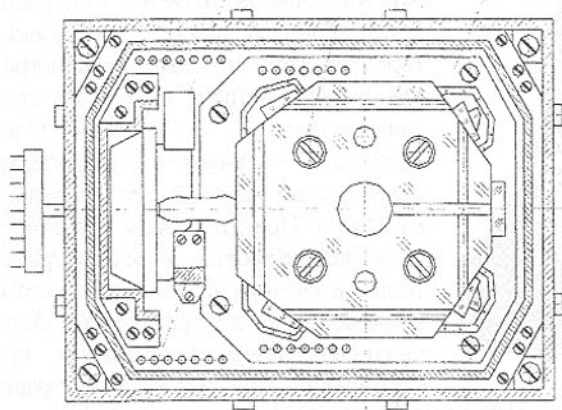


Рис. 2. Оптический датчик, вид сверху

Кольцевой лазер 1 (рис. 2) прикреплен к основанию 2 прибора с помощью упругих стоек 3, к которым припаяна пьезокерамика. При подаче на вибропривод переменного напряжения с частотой, близкой к резонансной частоте упругого подвеса, кольцевой лазер начинает совершать крутильные колебания в плоскости оптического резонатора. Амплитуда крутильных колебаний должна быть такой, чтобы эффективная частота выходного сигнала составляла 95 -

105 кГц. Для лучшей линейаризации выходной характеристики колебания кольцевого лазера должны иметь низкочастотную (порядка частоты крутильных колебаний) случайную составляющую с амплитудой, равной 5 - 10% амплитуды крутильных колебаний кольцевого лазера (в пересчете на частоту выходного сигнала 3 - 5 кГц). Это достигается, например, случайным отключением от виброподвеса питающего напряжения.

Для точного определения положения объекта в пространстве необходимо знать изменение положения кольцевого лазера относительно основания прибора (жестко связанного с объектом) вследствие его колебательного движения. Для этого в состав прибора включен магнитоэлектрический датчик 4 углового положения лазера относительно основания.

Кроме лазера в состав прибора входит ряд устройств его жизнеобеспечения и поддержания требуемых параметров.

Активная гелий-неоновая среда возбуждается с помощью генератора высокой частоты (ГВЧ). Напряжение питания ГВЧ подается через стабилизатор амплитуды выходного сигнала.

Для возбуждения разряда в состав прибора включен высокочастотный трансформатор поджига 5. После подачи напряжения на ГВЧ на трансформатор должны подаваться импульсы от разряда конденсатора 0.15

мкФ $\pm 10\%$, заряженного напряжением 330 - 350 В. Интервал между подачей импульсов при включении не менее 0.5 с.

Для подстройки частоты генерации на центр контура усиления гелий-неоновой активной среды в составе прибора имеется исполнительное устройство (нагреватель) 6, регулирующее периметр резонатора. Периметр регулируется путем изменения плотности воздуха в одном из каналов кольцевого лазера. Исполнительное устройство представляет собой герметичный объем, внутри которого находится мембрана с припаянной к ней пьезокерамикой, а также нихромовая спираль для разогрева воздуха внутри объема. Исполнительное устройство соединено с каналом кольцевого лазера с помощью трубопровода. На пьезокерамику подается переменное напряжение 30 ± 2 В с частотой от 80 до 120 Гц с модулятора. Колебания мембраны вызывают сканирование периметра, что в свою очередь приводит к сканированию частоты генерации лазера примерно на 2 МГц. Если периметр не настроен на центр контура усиления, наблюдается синхронное изменение амплитуды выходного сигнала кольцевого лазера. Сигнал обратной связи выделяется путем фазового детектирования амплитудной модуляции выходного сигнала прибора на блоке регулировки периметра. С помощью выделенного сигнала обратной связи изменяется режим нагрева спирали исполнительного устройства регулировки периметра.

Для повышения точности прибора в его состав включен термодатчик. В качестве термодатчика в приборе используется проволочный терморезистор типа ТЭМ-005-04. С помощью термодатчика осуществляется алгоритмическая компенсация в вычислителе сдвига нуля кольцевого лазера. Для такого вида компенсации требуется знание изменения температуры с точностью до 0,5 К. Температурную калибровку следует осуществлять на специальном стенде, точно воспроизводящем условия подвода и отвода тепла на объекте или в системе, где прибор будет окончательно установлен.

Закон изменения сдвига нуля от показаний термодатчика имеет вид:

$$\Delta v = \Delta v_0 + (R_1 - R_0)A_1 + (R_1 - R_0)^2 A_2$$

где Δv_0 - сдвиг нуля прибора при температуре T_0 ;

Δv - сдвиг нуля прибора при температуре T_1 ;

R_0 - сопротивление термодатчика при температуре T_0 ;

R_1 - сопротивление термодатчика при температуре T_1 ;

A_1, A_2 - коэффициенты, определяемые в ходе температурной калибровки.

Для температурной калибровки проводят серию из трех измерений сдвига нуля при трех разных температурах, а также в переходном процессе. По измеренным значениям сдвига нуля находят коэффициенты A_1, A_2 .

Включение оптического датчика происходит практически мгновенно, а время его выхода на режим определяется в основном временем прогрева кольцевого лазера.

Описываемый универсальный оптический датчик угла и угловой скорости производится исключительно на Российской технологической базе с использованием отечественных материалов и комплектующих. Его стоимость значительно ниже, чем зарубежных приборов этого класса.

Оптические датчики на базе кольцевых лазеров находят все более широкое применение в различных областях науки и техники.

Список литературы: 1. Bakin Y.V., Ziouzev G.N., Lioudomirski M.B. Laser gyros with total reflection prisms / RTO AGARDograph, vol. 339, pp. 6.1-6.29, 1999. 2. Бакин Ю.В. и др. Авторское свидетельство СССР № SU 1829837, H01 S 3/083, 12.1990. 3. Aronovitz F. Theory of a travelling-wave optical maser / Phys.Rev., vol. 139, pp.A635-A646, 1965. 4. Волновые и флуктуационные процессы в лазерах / Под ред. Ю.Л.Климонтовича, М., Наука, 1974.

О ВЛИЯНИИ ВОДОРОДА И КИСЛОРОДА В РАБОЧИХ ГАЗОВЫХ СРЕДАХ НА ПРОЦЕССЫ ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ

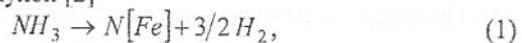
Барьяхтар В.Г. (КНТУ, г. Киев, Украина), Буравлев Ю.М., Шевченко В.П., Милославский А.Г., Иваницын Н.П. (ДонГУ, г. Донецк, Украина)

The peculiarities of the hydrogen and oxygen influence in working gas spheres when hydrogenizing and carburizing of metals and alloys are regarded

В машиностроении все более широко используются методы поверхностного диффузионного насыщения сплавов (азотирование, цементация, диффузионная металлизация и др.) для изменения их состава и улучшения физико-химических свойств [1 - 4 и др.].

Несмотря на значительные результаты исследований в указанных направлениях, многие закономерности взаимодействия водорода с металлом до сих пор недостаточно изучены.

Принято считать, что при проведении химико-термической обработки (ХТО) сталей, например азотирования, процесс диссоциации аммиака описывается следующей формулой [2]



где $N[Fe]$ – раствор азота в железе.

Что касается особенностей этого явления при использовании концентрированных потоков энергии (КПЭ) для ХТО металлов и сплавов, то кроме поисковых опытов [5], в литературе какая-либо информация по этому вопросу нам неизвестна.

Результаты, полученные нами в этом направлении с использованием электрических разрядов, ионных пучков и лазерного излучения и других видов КПЭ, привели к необходимости внесения в существующую классификацию типов диффузионных процессов (термо-стимулированная, радиационно-стимулированная, реакционно-стимулированная и др.) еще одного вида диффузии – водородо-стимулированной. Анализ полученного экспериментального материала с привлечением имеющихся литературных данных позволяет отметить следующее [6]:

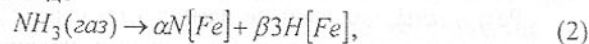
1. В газовой фазе в зоне физико-химического и термического влияния под воздействием КПЭ в присутствии водорода возникает и развивается комплекс сложных процессов. Влияние водорода на развитие диффузионных процессов при ХТО металлов и сплавов КПЭ определяется суперпозицией ряда факторов, зависящих как от условий обработки (тип и параметры источника КПЭ, длительность воздействия, содержание водорода в газовой смеси и др.), так и от состава и структуры обрабатываемого материала.

2. Процессы, сопровождающие водородо-стимулированную диффузию в металлах и сплавах при ХТО, с применением КПЭ могут быть представлены схемой, которая от ранее предложенных отличается тем, что реакционная зона представляет собой многослойный, по крайней мере, 4-5 слоев, объем металла (по типу «сэндвича»). Особое внимание имеет то обстоятельство, что водород существенно инициирует плазмохимические реакции, например, образование карбидов и нитридов. Толщина, состав и структура названных слоев могут существенно изменяться в зависимости от конкретного источника КПЭ.

3. Как известно, поглощение водорода, его взаимодействие с другими элементами, диффузионная подвижность зависят от структуры и композиции сплавов. Его влияние на протекание диффузионных процессов, в свою очередь, будет определяться этими факторами, а также способностью сплавов накапливать водород в объемах кристаллических решеток.

4. Какие же концентрации водорода, вводимого в газовую смесь, могут считаться оптимальными в отношении инициирования диффузионных процессов? Явление имеет экстремальный характер. Оптимальное влияние водорода будет определяться конкретными условиями ХТО: составом сплавов, концентрацией водорода в газовой среде, температурными и физико-химическими условиями применения КПЭ, реакциями, протекающими в газовой фазе, в пограничных слоях, в более глубоких слоях и т.д.

5. Что касается основных реакций, то необходимо уточнить, в частности, соотношение (1), характеризующее процесс диссоциации аммиака и переход атомов азота и водорода в металл при азотировании сталей. Более логично его изобразить в виде



где $N[Fe]$, $H[Fe]$ – концентрация соответственно азота и водорода в железе; α и β – коэффициенты, описывающие удельный вес (пропорциональность) перехода соответственно азота и водорода из газовой фазы в металл.

6. Поскольку ХТО металлов и сплавов КПЭ включает процессы в газовой фазе, на поверхности раздела, диффузию элементов в глубь материала, химическое взаимодействие диффузанта с компонентами (процессы реакционной диффузии), необходимо учитывать действие водорода в каждом из указанных процессов. Поэтому для получения «истинного» коэффициента диффузии азота, углерода и других элементов при азотировании и цементации необходимо проведение соответствующих опытов.

7. При проведении ХТО, формирование диффузионной зоны в большинстве случаев идет с участием соответствующего диффузанта (азота, углерода, хрома и др.), основного элемента сплава и водорода. Поэтому общий характер протекающих процессов необходимо рассматривать с учетом не только соответствующих двойных диаграмм, как считалось ранее, но и тройных, например Fe-N-H при азотировании и т.п. При этом следует подчеркнуть, что водород выступает в роли активного реагента, активизирующего диффузионные процессы, а не только элемента-разбавителя, элемента-восстановителя оксидов и др., как полагается это рядом авторов.

8. В зависимость от типа источника энергии соотношение процессов, протекающих в реакционных зонах газовой и твердой фазах, может существенно изменяться. Так, воздействие мощного лазерного излучения по сравнению с ионными пучками приводит к большему развитию эрозионных процессов. Существенное значение имеет то обстоятельство, что внедрение и дальнейшая диффузия элементов зависят от характера источника нагрева. Известно, что по сравнению с обычным нагревом растворимость самого водорода в железе и никеле возрастает примерно в два раза в случае адсорбции из плазмы.

9. Влияние водорода на инициирование диффузионных процессов в металлах, а также в газовой фазе и в граничных участках должно быть учтено в общем виде введением в основную формулу некоторых коэффициентов

$$D = \beta D_0 \exp(-\alpha Q/RT), \quad (3)$$

где α – коэффициент, учитывающий изменение энергии активации диффузии и эрозии; β – коэффициент, характеризующий процессы возбуждения и ионизации.

Особое значение имеет то обстоятельство, что при высокой температуре молекулы водорода диссоциируют с поглощением тепла, которое в дальнейшем выделяется обратно с большим тепловым эффектом при образовании из атомов молекул. Таким образом, эти процессы, обусловленные действием водорода *in statu nascendi* (в состоянии зарождения), необходимо учитывать при рассмотрении процессов в зоне воздействия КПЭ, инициированных его влиянием.

10. В ряде работ в последнее время было установлено, что введение кислорода в реакционную зону ХТО также способствует существенной интенсификации диффузионных процессов (до 30-40%) при азотировании и цементации сталей [3], в то время как в [4] отрицается проявление этого эффекта при цементации. Предлагаемое его толкование противоречиво и требует существенной экспериментальной проверки. Учитывая важность рассматриваемой проблемы в экономическом, энергетическом и экологическом аспектах, ситуация требует проведения соответствующих исследований.

Указанные эффекты необходимо учитывать при разработке адекватной физической модели диффузионных процессов, а также в оптимизации состава рабочих газовых сред при реализации конкретных видов ХТО в производственных условиях.

Список литературы: 1. Гуляев. А.П. Металловедение. – М.: Металлургия, 1986. – 544 с. 2. Лахтин Ю.М., Коган Я.Д., Шпис Г.И., и др. Теория и технология азотирования. М.: Металлургия, 1991. – 319 с. 3. Лахтин Ю.М., Коган Я.Д., Кольцов В.Е. и др. Влияние предварительного оксидирования на процесс кратковременного азотирования. МетОМ, 1993, 3. – С. 31-33. 4. Тихонов А.К., Кристал М.А. Интенсификация цементации (нитроцементации) в массовом производстве. МетОМ, 1995, 6. – С. 26-28. 5. Буравлев Ю.М. Атомно-эмиссионная спектроскопия металлов и сплавов. Донецк: ДонГУ, 2000. – 375 с. 6. Баряхтар В.Г., Буравлев Ю.М., Милославский А.Г., Кушнир М.П. Водород в диффузионных процессах химико-термической обработки металлов и сплавов. Киев: Наукова думка, 1999. – 256 с.

ИЗГОТОВЛЕНИЕ ПРЕСС-ФОРМ ИЗ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК НЕТРАДИЦИОННЫМИ СПОСОБАМИ ДЛЯ СТЕКОЛЬНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

Бача Й., Чаус А.С., Бача М.* (МТФ СТУ, г. Трнава, Словакия, *АООО
ARKOS, г. Братислава, Словакия)

The paper deals with development of nonconventional forming methods for production of press dies from bimetallic semiproducts. The theoretical and practical approach concerning these methods has been discussed. The new technologies provide the substitution of Ni-base alloys by constructional steels and may be applied in glass industry.

Возможности замены или снижения расхода дорогостоящего инструментального материала является актуальными не только при изготовлении, но и при восстановлении штампов. Широкое применение находят технологии, обеспечивающие получение на поверхности инструмента рабочих слоев с особыми физико-механическими свойствами.

Очень остро проблема экономии дефицитного материала стоит перед стекольной промышленностью. Это обусловлено техническими условиями, согласно которым при прессовании некоторых изделий необходимо получать блестящую поверхность. Таким требованиям отвечают изделия, получаемые только в оснастке из чистого никеля.

Как правило, для изготовления стекольных пресс-форм применяют литые цилиндрические штанги. Однако в слитках никеля часто наблюдаются внутренние дефекты в виде осевой пористости и зональной ликвации, что приводит к их выбраковке. В том случае если дефекты не обнаруживаются на ранней стадии, впоследствии при эксплуатации оснастки это приводит к снижению стойкости пресс-форм и ухудшению качества поверхности готовых изделий.

Для сокращения расхода никеля изготавливают биметаллические пресс-формы, у которых рабочая часть, контактирующая с раскаленным стеклом, выполняется непосредственно из никеля, а опорная, основная часть - из углеродистой стали. С учетом вышеизложенного в настоящей работе описывается опыт разработки новой нетрадиционной технологии изготовления биметаллического штампового инструмента.

В качестве материала основы биметаллической формы была выбрана углеродистая сталь 20, рабочего слоя - чистый никель. Оба материала обладают в определенных температурных интервалах близкими теплофизическими свойствами (табл. 1, рис. 1), что является весьма важным с точки зрения обеспечения их совместимости. От этого прежде всего зависят прочность и надежность соединения всей конструкции.

Таблица 1 - Средний температурный коэффициент линейного расширения материалов $\alpha \times 10^{-7}, \text{K}^{-1}$

Материал	Температурный интервал, °C				
	20-200	20-300	20-400	20-500	20-600
Никель	97	110	123	143	147
Сталь	90	105	119	135	143

На первой стадии эксперимента осуществляли плакирование никелем стальной основы, используя сварку взрывом [1-3]. Схема исходного расположения основных и вспомогательных материалов при этой операции показана на рис. 2.

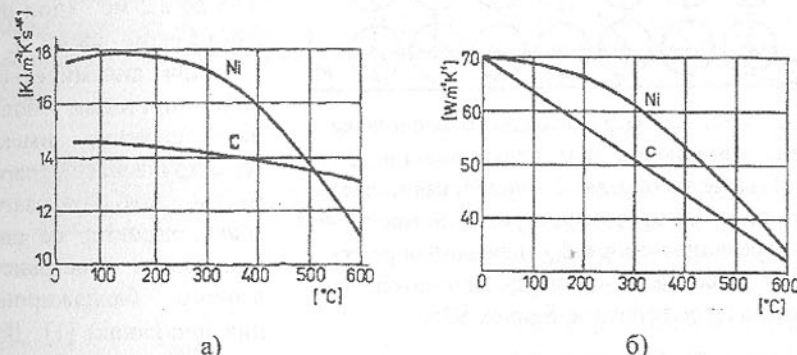


Рис. 1. Зависимость теплоаккумулирующей способности (а) и теплопроводности (б) никеля (Ni) и стали (C) от температуры.

Формирование рабочей гравюры биметаллической пресс-формы осуществляли пластическим деформированием исходной заготовки двумя способами - динамическим и квазистатическим. Пластическое деформирование в условиях взрывного динамического нагружения проводили на установке, в которой источником энергии служило давление газов, возникающее при их воспламенении [1]. При расширении газов происходит выстреливание мастер-пуансона и формирование внутренней полости оснастки, профиль и качество поверхности которой определяются соответствующими показателями рабочей поверхности формообразующего инструмента. Следует отметить, что данная установка, отличающаяся простотой и дешевизной, в условиях больших импульсных нагружений обеспечивает высокую точность центрированного попадания мастер-пуансона в заготовку (рис. 3).

Для осуществления деформирования в квазистатических условиях

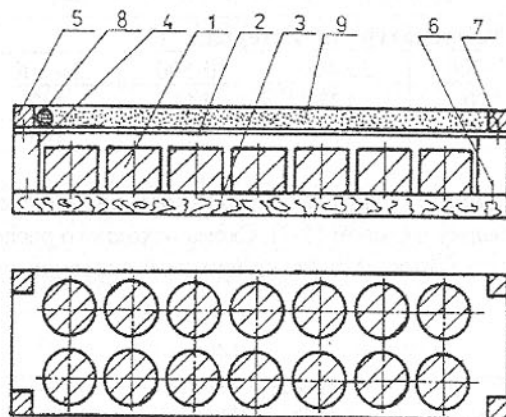


Рис. 2. Схема исходного расположения материалов при плакировании: 1 - стальные заготовки; 2 - никелевая полоса; 3 - плита из древесностружечной массы; 4 - деревянная опора; 5 - деревянная рамка; 6, 7 - гвозди; 8 - капсуль-детонатор; 9 - взрывчатое вещество Semtex S25.

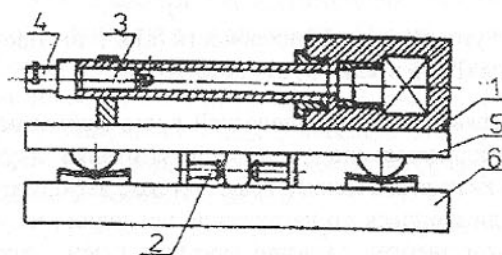


Рис. 3. Схема установки: 1 - блок; 2 - буфер; 3 - боек; 4 - затвор; 5 - люлька; 6 - рама.

была разработана технология направленного вдавливания [1]. Операция выполнялась на гидравлическом прессе CZR 600 при максимальном давлении до 130 кН со скоростью перемещения формообразующего инструмента от 0,08 до 2,2 мс⁻¹ (при динамическом - 40 мс⁻¹). При динамическом деформировании большое значение имеют геометрические параметры исходной заготовки, характер ее размещения и пространственного бандажирования (опирания) [1]. Для заготовки определенного типа и формы, с учетом кратковременности периода упругого граничного состояния, важнейшим показателем, от которого в первую очередь зависит быстрота достижения пластической деформации, является соотношение ее высоты к диаметру, выраженное размерным коэффициентом $\lambda = \frac{h_0}{d_0} < 1$, где h_0 и d_0 соответственно исходные высота и диаметр заготовки. Исходя из опыта собственных исследований значения коэффициента должны находиться в пределах от 0,5 до 1, с учетом чего в эксперименте использовались заготовки, размеры которых указаны на рис. 4.

После изготовления матрицы разрежали в направлении перпендикулярном полученной полости и подвергали металлографическому анализу.

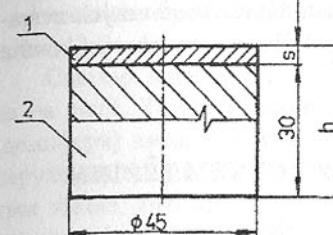


Рис. 4. Исходная биметаллическая заготовка: 1 - основа; 2 - плакированный слой.

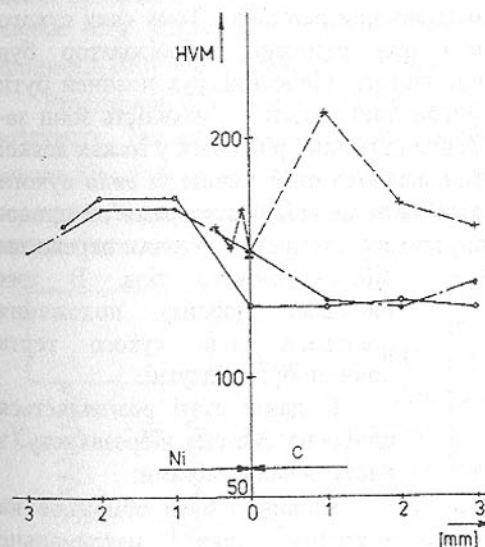
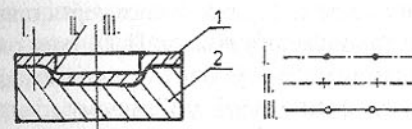


Рис. 5. Распределение микротвердости HVM по сечению: Ni - в слое никеля; C - в стальной матрице.

Для контроля качества соединения и изучения строения переходной зоны двух материалов использовали оптический микроскоп ZEISS NEOPHOT-30, степень пластической деформации рабочего слоя исследовали с помощью оптического микроскопа ЕРІТІР-2.

Металлографические исследования биметаллических матриц указали на отсутствие каких-либо дефектов и подтвердили высокое качество соединений. Степень пластической деформации определяли в соответствии с известным

выражением $\varphi = \ln \frac{h}{h_0}$, где h -

наименьшая толщина деформированного слоя, h_0 - толщина недеформированного слоя. Полученные значения φ находилась в пределах от 0,56 до $\varphi = -1,93$. Распределение микротвердости по сечению биметаллической матрицы указано на рис. 5.

Данные, полученные на микроскопе NEOPHOT-21 с применением твердомера HANEMANN, свидетельствуют о том, что в результате пластической деформации имеет место наклеп, сопровождаемый благоприятным повышением прочности рабочего слоя биметаллической пресс-формы.

Список литературы: 1. Bača J. Výskum pretvorenia nových materiálov.: -Bratislava STF, SVŠT, 1989. 2. Pat. 229207 ČSSR. Výroba zápustkových dutín tvárnením z bimetalických materiálov vyhotovených zvarným explóziou / Bača J a kol. 3. Chládek L. a kol. Výbuchové svařování kovů a příbuzné procesy. -Praha: SNTL, 1979.

СИСТЕМА ВІБРО- І УДАРОЗАХИСТУ З СУХИМ ТЕРТЯМ

Безведальна О.М., Киричук Ю.В. (НТУУ "КПІ", м. Київ, Україна)

The thesis presents the solution of an scientific problem of researching the theory and principles of an constructing system of impact and vibroprotection A mathematical model of an impact and vibroprotection system with dry friction dampers is developed.

На сьогодні системи віброзахисту з демпферами сухого тертя широко застосовуються у машинобудуванні та приладобудуванні [1,2]. Їхня перевага в порівнянні з віброізоляторами на гумових пружнодемпфіруючих елементах полягає в можливості експлуатації у більшому діапазоні температур. Характерною особливістю систем віброзахисту з сухим тертям є те, що при наявності відносного руху між поверхнями, що труться, що вони не обмежують амплітуди коливань при резонансі. Тому силу сухого тертя слід вибирати таку, щоб при резонансі віброізолятор був "замкнений", тобто на резонансній частоті відносний рух повинен бути відсутній. Другою характерною рисою таких систем є наявність зони застою, тобто невизначеність положення статичної рівноваги у межах деякої невеликої зони переміщень, де відновлююча сила менша за сили сухого тертя. В системах віброзахисту з декількома віброізоляторами це приводить до небажаних, а іноді і недопустимих, статичним кутовим перекосам віброізолюючого тіла. В цих випадках поблизу положення рівноваги сили сухого тертя повинні бути відсутні.

В даній статі розглядається одноосна система віброзахисту, з наступними вимогами:

- повинно бути обмежене на заданому рівні максимальне прискорення ізолюваного тіла при поодинокних ударах досить високого рівня;

- повинні бути обмежені на заданому рівні максимальні прискорення руху ізолюваного тіла при вібраціях;
- повинна бути відсутня статична зона застою поблизу положення рівноваги.

Система вібро- і ударо-захисту з обмежувачами сухого тертя зображена на рис.1. Тіло, що захищається, встановлене на пружині. Обмежувачі (демпфери) виконанні у вигляді плоских пружин, кінці яких ковзають в нерухомих опорах. Регулююча сила тертя в місці їх встановлення вибирається такою, щоб при вібрації тіло було "замкнуте", тобто на резонансній частоті відносний рух тіла повинен бути відсутній. При ударі відповідна пружина під дією тіла, що зміщується, випрямляється, забезпечуючи можливість відносного зміщення тіла. Розрахункова модель наведена на рис.2.

Одним з основних вимог є малий перебік удароізолюючого тіла щодо об'єкта (не більш 30 кут. сек.).

Для реалізації цієї вимоги демпфери сухого тертя варто встановлювати з зазором так, щоб при відсутності ударів було відсутнє торкання демпферів і встановленого на амортизаторах тіла. З конструктивних розуміння зазор приймаємо рівним $\Delta = 0,15 \text{ мм}$.

Так як частота власних коливань n_{1z} системи ударозахисту повинна бути більш 40 Гц, будемо проектувати систему ударозахисту з частотою, рівної приблизно 45 Гц. На даній частоті амплітуда віброприскорення дорівнює 0,9g. Сила тертя повинна "замикати" тіло, що ізолюється, тому прийемо силу тертя рівної $F_m = 1,5 \text{ mg}$.

Розглянемо ефективність запропонованої конструкції як системи ударо-захисту. Так як період власних коливань системи $T = 1/n_{1z} = 22,2 \text{ мс}$ значно більший тривалості удару $t = 0,17 \text{ мс}$, то удар можна розглядати як короткий. У цьому випадку дія удару зводиться до повідомлення тілу початкової швидкості

$$V_o = \int_0^t W(t) dt, \quad (1)$$

де $W(t)$ - прискорення руху тіла.

Для напівсинусоїдального удару з амплітудою $W_m = 350 \text{ g}$ знаходимо $V_o = 1311 \text{ мм/с}$.

Тут C_{Oz} - жорсткість амортизаторів; C_n - жорсткість демпфера (плоскої пружини); F_t - сила тертя.

Рис.2. Розрахункова модель СУВ

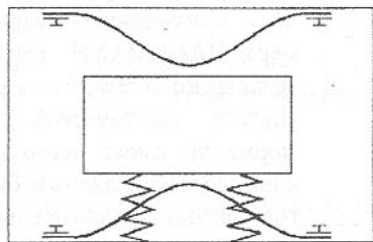
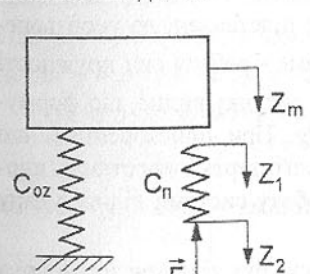


Рис.1. Система вібро- і ударо-захисту з обмежувачами сухого тертя



ного зсуву і максимального абсолютного прискорення при ударі будемо користуватися теоремою про зміну кінетичної енергії. Прирівнюючи початкове значення кінетичної енергії тіла і роботу сил пружності і сухого тертя, отримаємо співвідношення

$$\frac{mV_0^2}{2} = \frac{C_{OZ}Z_m^2}{2} + C_n \frac{(\xi^n)^2}{z^2} + F_T Z_n, \quad (2)$$

де Z_m - максимальний зсув тіла; z , Z_n - переміщення верхнього і нижнього кінців плоскої пружини (при впливі на нього тіла (див. рис.2)); $\xi^n = -0,064$ - числове значення координати в будь-якій точці періодичної пружної кривої пружної випуклої пластини, що береться з діаграм і таблиць пружних параметрів [3], складених для спрощення розрахунків методом пружних параметрів.

Друга складова рівняння (2) становить собою роботу сили пружності пружної випуклої пластини (демпфера). Третя складова рівняння (2) становить собою роботу сили тертя демпфера.

Зв'язок між параметрами системи уладозахисту і максимальним прискоренням руху тіла встановлює формула

$$z_1 = Z_m - \Delta, \quad (3)$$

де Δ - зазор між тілом і демпфером сухого тертя (плоскою пружиною) - вибирається таким, щоб при відсутності ударів був відсутнім дотик демпферів і встановленого на віброізоляторах тіла.

Вираз (2) з обчисленням залежностей (3) можна подати у формі:

$$V_0^2 = (n_{1Z})^2 Z_m + 2n_2^2 (\xi)^2 (Z_m - \Delta) + kg, \quad (4)$$

де $(n_{1Z})^2 = C_{OZ}/m$; $n_2^2 = C_n/m$; $k = F_T/mg$.

Наприклад, на рис.3 зображена залежність зміни робіт A_1 , A_2 і A_3 від зміни прискорення руху тіла при ударі. Цей рисунок побудований на основі значень: $C_n = 1,92 \text{ кг/см}$; $C_{OZ} = 69,12 \text{ кг/см}$; $H_n = 11,5 \text{ мм}$; $Z_m = 5 \text{ мм}$; $F_T = 46 \text{ Н}$; $W_m = 0...250 \text{ г}$; $\Delta = 0,15 \text{ мм}$, що були підставлені до перетворених формул знаходження робіт A_1 , A_2 і A_3 , а саме - робота сил пружності амортизаторів, плоскої пружини і сил тертя. По рисунку видно, що формула (3) справедлива при прискореннях до $100g$. При прискореннях, що більші $100g$ роботи A_2 і A_3 , тобто вплив сили сухого тертя і жорсткість плоскої пружини C_n , мають малу величину і на роботу системи під час удару майже не впливають.

Формулу (4) доповнимо рівнянням, що описує рух тіла при зіткненні з плоскою пружиною

$$mW_Z = -C_{OZ}Z_m - F_T, \quad (5)$$

де mW_Z - абсолютне прискорення тіла.

Звідси знайдемо наступний вираз для максимального прискорення:

$$W_m = (n_{1Z})^2 Z_m + kg. \quad (6)$$

Розглядаючи спільно (4) і (6), одержимо наступний вираз для частоти n_{1Z} :

$$n_{1Z} = \sqrt{\frac{g^2(r_m^2 - 2r_mk + k^2)}{V_0^2 + 2\xi^n g \frac{(r_m - k)}{\mu} + \frac{C_n}{m} (2(\xi^n)^2 \Delta - l^2 \frac{1}{(\lambda^n)^2})}}, \quad (7)$$

де $r_m = W_m/g$ - максимально припустиме перевантаження;

$$\mu = \frac{n_{1Z}^2}{n_n^2} = \frac{C_{OZ}}{C_n}.$$

Виходячи з досвіду, вважаємо, що при $k \approx 1,5$, впливом сили сухого тертя і жорсткістю плоскої пружини C_n при ударах можна знехтувати, тому формула (7) матиме такий у вигляд:

$$n_{1Z} = \sqrt{\frac{g^2 r_m^2}{V_0^2 + 2(\xi^n) g \frac{r_m}{\mu}}},$$

Приймаючи $k = 1,5$;

$\Delta = 0,15 \text{ мм}$; $r_m = 40 \text{ г}$; $\mu = 10$;
одержуємо $n_{1Z} = 47,6 \text{ Гц}$.

Рис.3. Залежність зміни робіт A_1 , A_2 і A_3 від зміни прискорення руху тіла при ударі

Розглянемо тепер вплив вібрації, припускаючи, що переміщення основи відбувається за законом $\xi = \xi_0 \sin \omega t$. Оскільки вібраційні коливання відбуваються в межах зазору Δ , то рівняння руху тіла можна записати у формі $x'' + n_{1Z}^2 x = -W_{OC} = -\xi''$, де x'' - відносне зміщення.

Амплітуда прискорення руху тіла дорівнює

$$W_{ZTA} = |W_{OC} + x''| = (\xi_0 + a)\omega^2,$$

де $a = \frac{n^2}{|n^2 - \omega^2|}$ - амплітуда відносного зміщення; n - частота коливань тіла.

Розглянемо найгірший випадок, коли $a = \Delta$, тобто $W_{ZTA}^{\max} = (\xi_0 + \Delta)\omega^2$. При цьому припускаємо, що взаємодія тіла і плоскої пружини в момент їх контакту є абсолютно не пружною, тобто відсутній відскік. Таким чином,

при наявності обмежувального упору абсолютне прискорення тіла буде обмеженим навіть при резонансі. Відзначимо, що прискорення $W_{ZTA}^{\max}$ може бути записане виходячи із рівняння у формі $W_{ZTA}^{\max} = n_{1Z}^2 \Delta$. Якісна залежність прискорення руху тіла від частоти представлена на рис.4.

У системах віброзахисту із сухим тертям, як і в системах із в'язким демпфіруванням, ефект віброзахисту має місце на частотах, більш у $\sqrt{2}$ рази частоти власних коливань. Оцінимо ефективність системи віброзахисту на частоті 80 Гц, де віброприскорення основи дорівнює 1,7g. Вважаючи, що коливання відбуваються в області зазору, амплітуду коливань можна знайти зі співвідношення

$$Z_m = \frac{W_{ZA}}{n_{1Z}^2 - \omega^2}.$$

Приймаючи $W_{ZA} = 1,7g$; $n_{1Z} = 47,6 \approx 48 \text{ Гц}$; $\omega = 80 \text{ Гц}$ знаходимо $Z_m = 0,1 \text{ мм}$. Отже, коливання дійсно мають місце в області зазору. Тоді $W_{ZTA} = (n_{1Z})^2 Z_m = 0,96g$. Таким чином, система віброзахисту глушить віброприскорення в 1,77 разу.

Враховуючи те що жорсткість демпферів практично не впливає на ефективність ударозахисту, то параметри їх варто вибирати, виходячи з умови мінімальної жорсткості і забезпечення тривкості при максимальній деформації. Необхідна сила протидії F_T забезпечується створенням сил тертя $F_T \cdot \mu$ у місцях притискання демпфера сухого тертя (плоскої пружини) до основи (рис.3).

Отже, як показали розрахунки, створення прецизійної системи вібро- і ударозахисту можливе.

Список літератури: 1. Андреева Л.Е., Пономарев С.Д. Расчет упругих элементов машин и приборов -М.: Машиностроение. 1980. -326 с. 2. Коловский М.З. Нелинейная теория виброзащитных систем. -М. "Наука". 1966. -317 с. 3. Попов Е.П. Теория и расчет гибких упругих стержней. -М. "Наука". Гл.ред. физ.-мат. лит., 1986. -296 с.

ОЦЕНКА ПОВЕДЕНИЯ МЕТАЛЛА ПРИ НАГРУЖЕНИИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ЕГО ИСХОДНОГО СОСТОЯНИЯ

Беленькая Т.В. (ДонИЦМ, г. Донецк, Украина),
Горбатенко В. П. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The influence of initial structural steels state on their behavior during loading is investigated. The mathematic models are received showing that additional plas-

tic deformation of metal at minor levels leads to the change of parameters of its strain hardening in subsequent loading.

При изготовлении конструкций или в процессе их эксплуатации металл может упруго и пластически деформироваться. В результате этого механические свойства материала изменяются и отличаются от свойств исходного металла. В связи с этим представляет интерес поиск методов оценки поведения конструкционной стали в процессе нагружения и определения дополнительных параметров для оценки характера и степени происходящего при этом упрочнения в зависимости от исходного состояния металла.

Исследования проводили на низколегированных сталях контролируемой прокатки 09Г2ФБ и 10Г2ФБ, химический состав которых проведен в таблице 1.

Таблица 1 - Химический состав исследованных сталей.

Марка стали	C	Mn	Si	V	Nb	S	P	Al	Ti	N
10Г2ФБ	0,11	1,70	0,25	0,09	0,02	0,005	0,02	0,03	0,02	0,007
09Г2ФБ (плавка 1)	0,11	1,52	0,23	0,07	0,03	0,006	0,02	0,03	0,02	0,006
09Г2ФБ (плавка 2)	0,10	1,60	0,25	0,06	0,03	0,006	0,01	0,04	0,02	0,011

Эти стали были подвергнуты как «жестким» температурно-деформационным режимам контролируемой прокатки с ее окончанием в нижней части двухфазной аустенито-ферритной области, так и контролируемой прокатке по тем же режимам и последующей холодной пластической деформации со степенями до 5%, обусловленной особенностями технологического процесса изготовления изделий. Цилиндрические пятикратные образцы диаметром 10 мм в процессе механических испытаний растяжением нагружали до разрушения. Полученные кривые растяжения перестраивали в истинных координатах «истинное напряжение (σ) – истинная деформация (ε)» с использованием логарифмической шкалы для степени деформации.

Примеры полученных диаграмм растяжения в координатах « σ_s - ε », где σ_s – величина истинного напряжения (Н/мм²), а ε – действительная степень деформации (%), представлены на рисунке 1.

Установлено, что при нагружении растяжением образцов из сталей, подвергнутых контролируемой прокатке (КП), для диаграмм растяжения характерно наличие площадки и зуба текучести. На диаграммах же растяжения образцов из сталей, подвергнутых контролируемой прокатке и

дополнительной холодной деформации (ХПД), зуб текучести, и в большинстве случаев, площадка текучести отсутствуют. Это может свидетельствовать о том, что сталь контролируемой прокатки склонна к деформационному старению, которое может происходить уже непосредственно на начальных стадиях нагружения образцов. В этой же стали, подвергнутой перед испытанием холодной пластической деформации с малой степенью, отсутствие «зуба» текучести, очевидно, может быть связано с развитием процессов деформационного старения уже в процессе такой деформации, т.е. до начала испытаний.

На кривых упрочнения всех исследованных сталей выделяются четыре участка: участок упругой деформации, участок пластической деформации со сложным нелинейным характером изменения напряжения σ_s , включающим и зону площадки текучести, а также два участка, в пределах которых ход кривых может быть весьма точно описан линейной зависимостью вида:

$$\sigma = \sigma_0 + \kappa \ln(\varepsilon/\varepsilon_0) \quad (1)$$

где σ и ε - истинные значения напряжения и деформации соответственно;

σ_0 и κ - постоянные.

Естественно, значения как постоянных σ_0 и ε_0 , характеризующие положение «начальной точки» соответствующего участка, так и величина κ , характеризующая упрочнение стали для каждого из рассматриваемых участков являются различными и зависят от «исходного состояния» металла. Значения указанных параметров упрочнения исследуемых сталей приведены в таблице 2.

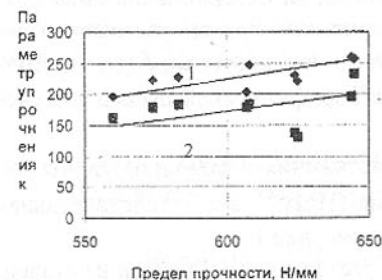


Рис. 2. Зависимость параметра κ от предела прочности сталей

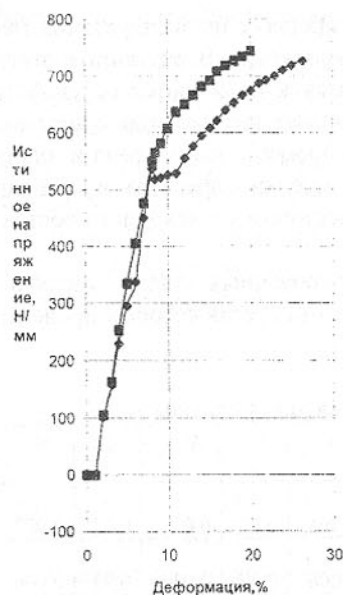


Рис. 1. Диаграмма растяжения стали 09Г2ФБ (1 - сталь после КП, 2 - сталь после КП и ХПД)

Упрочнение металла после контролируемой прокатки и дополнительной холодной пластической деформации также происходит в соответствии с зависимостью (1), однако параметр κ , характеризующий степень накопления и размножения дислокаций, в большинстве случаев ниже. Хотя дополнительный наклеп должен приводить к накоплению дислокаций и, следовательно к увеличению параметра κ . Разрушение образцов в этом случае происходит при более высоких нагрузках.

Между параметрами деформационного упрочнения κ и пределом прочности σ_b , а также условным пределом текучести $\sigma_{0.2}$ сталей после контролируемой прокатки и дополнительной пластической деформации существует зависимость, отраженная на рисунках 2 и 3 соответственно (кривая 1 характеризует участок 3, кривая 2 характеризует участок 4 истинных диаграмм растяжения). Увеличение прочностных характеристик стали приводит к возрастанию параметра деформационного упрочнения κ .

Для сталей после контролируемой прокатки такой однозначной зависимости не получено.

Выводы. 1. Поведение конструкционной низколегированной строительной стали при нагружении определяется ее исходным состоянием, связанным с условием обработки. Влияние исходного состояния стали может быть оценено с использованием диаграмм растяжения, построенных в



Рис. 3. Зависимость параметра κ от условного предела текучести

истинных координатах.

2. Зависимость уровня напряжений для двух четко выделенных участков от степени деформации на участке кривой за пределами площадки текучести может быть описано линейными зависимостями, включающими коэффициент упрочнения κ , зависящие от прочностных характеристик стали.

3. Коэффициент упрочнения κ для стали после контролируемой прокатки и последующей холодной пластической деформации с небольшими степенями возрастает при увеличении предела прочности σ_b и условного предела текучести $\sigma_{0.2}$ стали.

Таблица 2 – Характеристики прочностных свойств и параметры деформационного упрочнения исследованных сталей.

Марка стали	Состояние металла	Характеристики прочностных свойств стали		Участок 3			Участок 4		
		σ_b , Н/мм ²	$\sigma_{0,2}$, Н/мм ²	σ_0	ϵ_0	κ	σ_0	ϵ_0	κ
10Г2ФБ	Контролируемая прокатка	610 595 595	514 505 481	567 540 547	10 9,6 8,8	250 249 196	690 673 688	17 17 17	191 190 193
	Контролируемая прокатка и дополнительная пластическая деформация	625 608 607	520 503 497	595 542 543	10,6 9 9	221 246 204	696 680 671	17 16 17	131 183 179
09Г2БФ (плавка1)	Контролируемая прокатка	568 576 572	475 485 468	523 528 507	11 11 9	290 270 293	640 643 640	17 17 17	186 196 206
	Контролируемая прокатка и дополнительная пластическая деформация	574 583 644	471 486 526	518 537 598	11 10 9	222 228 258	650 660 737	17 17 17	180 185 195
09Г2ФБ (плавка2)	Контролируемая прокатка	572 567 575	469 470 473	512 520 530	10,9 11 11	227 183 255	660 630 652	19 17 18	184 202 195
	Контролируемая прокатка и дополнительная пластическая деформация	645 560 624	528 463 510	591 508 583	9,6 9 9	256 195 231	722 624 716	15 16 17	233 161 139

Таблица 1 – Результаты испытаний на удар лопаток после следующих вариантов финишной обработки

№	Угол ϕ , град. для числа ударов								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
ВП									
1	6,5	10	12,5	14,5	19	p.*			
2	6	9,5	4,5	p.					
3	8	12,5	p.						
4	7	10,5	13,5	p.					
5	7,5	11	p.						
6	6,5	9	p.						
7	6,5	12	p.						
8	7	11,5	p.						
9	8	10	13	p.					
10	7	9	12	14	p.				
ВП+УЗУ									
1	6,5	11	p.						
2	7,5	11,5	14	19	p.				
3	7	11	13	14,5	p.				
4	6,5	9	11	p.					
5	7	9,5	p.						
6	6,5	9	p.						
7	7	9	p.						
8	6,5	9,5	11,5	p.					
9	7	9,5	12,5	p.					
10	7	10	12	14	p.				

* p. – лопатка разрушена

№	Угол ϕ , град. для числа ударов								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
ВП+УЗУ+О									
1	2	4	4,5	6	6,5	8	p.		
2	7	11	14	p.					
3	5	8,5	p.						
4	2	5	3	5	7	8	9,5	11	p.
5	5,5	9	11,5	p.					
6	5,5	8,5	10	12	p.				
7	5	9	11,5	13	15	17	18	19,5	p.
8	6	10	13	p.					
9	6	9,5	p.						
10	5,5	10	11,5	14	p.				
ВП+ЦДУ									
1	7,5	10,5	13	15,5	17,5	p.			
2	6,5	10	13	15,5	p.				
3	4,5	8	11	14	p.				
4	5	8	9	10,5	11	13	p.		
5	6	10	12	13,5	16,5	p.			
6	6	9	15	18	p.				
7	7	11	14	18	p.				
8	7	10	15	p.					
9	7	11	17	p.					
10	6	9	11	13	15	p.			

К ОЦЕНКЕ ВЛИЯНИЯ СМАЗОЧНОЙ КАНАВКИ НА ТЕПЛОВОЙ БАЛАНС НЕСУЩИХ ЗОН ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННОГО ПОДШИПНИКА СКОЛЬЖЕНИЯ

Беличенко А.Ф., Горкуша А.Е., Гуня А.П., Стеблянюк В.Г.
(ДонГТУ, ДонГУЭТ, г. Донецк, Украина)

The influence of lubricant groove on hydrodynamic pressure and profile of gap. It is established that the lubricant groove do not reduce the pressure, but increase the greasing.

В тяжело нагруженных подшипниках гидродинамического трения профиль зазора рабочей зоны отличается от теоретического (в предположении квазитвердой трибосистемы) и представляет собой участок двух параллельных поверхностей (шпи и подшипника), разделенных слоем смазки, равным минимальной толщине h_{min} , величина которого находится в диапазоне 1...20 мкм и, как правило, близка к меньшему пределу [1]. Осциллограмма давлений и профиля зазора в подшипнике с баббитовой заливкой и гладкой рабочей поверхностью приведена на рис. 1.

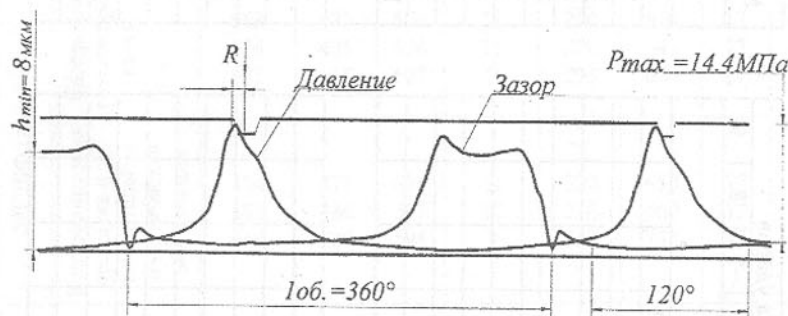


Рис. 1. Распределение давлений и профиля зазора в баббитовом подшипнике с гладкой рабочей поверхностью. Исходные данные:

$D = 100$ мм; $L = 75$ мм; $\Psi = 0.0015$; $V = 4$ м/с; $P_{cp} = 4$ МПа.

Прокачка смазки через рабочую зону такого подшипника, являющаяся основной зоной теплообразования, затруднена и в десятки и сотни раз меньше, чем по расчету из условий недеформируемости шип подшипник под нагрузкой. Объем смазки, прокачиваемый через рабочую зону, может быть определен по формуле [1]:

$$Q = \frac{1}{2} \cdot V \cdot L \cdot h_{min},$$

где V – скорость скольжения, м/с,

L – длина подшипника, см,
 h_{min} – минимальный зазор, см.

Это ведет к снижению несущей способности подшипников с ростом окружающих скоростей скольжения.

Повысить несущую способность таких подшипников возможно путем увеличения циркуляции смазки в рабочей зоне. Опытами установлено, что смазочные канавки, выполненные в рабочей зоне подшипника, не снижают гидродинамические давления.

Обрыв смазочного слоя у такого подшипника над канавкой резкий, без плавного снижения, как это предполагалось ранее [3]. На рис. 2 приведены типичные осциллограммы распределения гидродинамических давлений и толщины смазочного слоя в подшипнике скольжения с продольной канавкой в рабочей зоне.

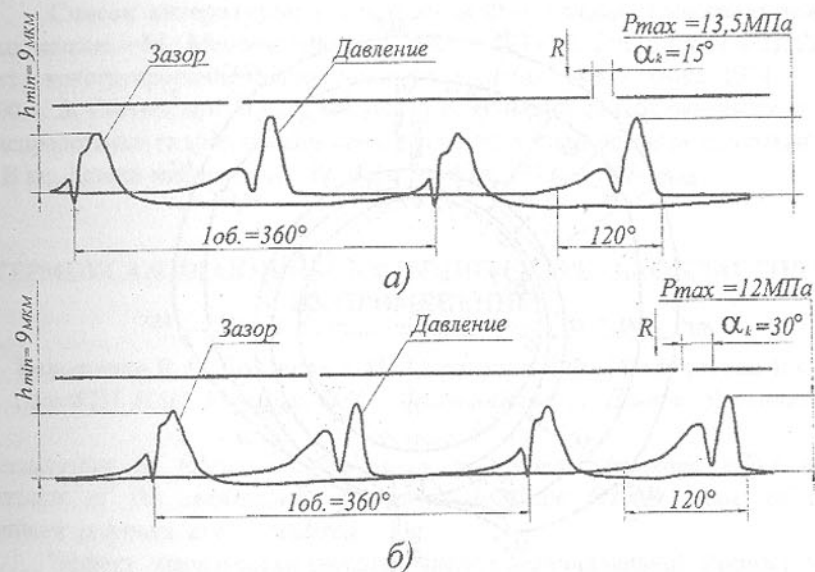


Рис. 2. Осциллограмма распределения давлений и толщины смазочного слоя в подшипнике с баббитовой заливкой Б83 $D = 100$ мм, $L = 80$ мм, $V = 4$ м/с, $P_{cp} = 4$ МПа, $\Psi = 0.0015$ при двух положениях канавки:

а) $\alpha_k = 15^\circ$; б) $\alpha_k = 30^\circ$.

Плавное снижение давлений объясняется наличием преобразователя давлений на поверхности измерительного вала, диаметр которого был равен 6 мм. Для оценки эффективности влияния канавки на тепловой баланс несущих зон проведены соответствующие опыты.

С этой целью были изготовлены вкладыши из баббита Б83, полученные центробежным литьем. Внутренний диаметр втулок $D = 100$ мм при длине $L = 80$ мм, которые имели параметр шероховатости $Ra = 0.16$ мкм. Относительный диаметральный зазор $\psi = 0.0015$. В рабочей зоне вкладыша прорезалась продольная канавка шириной $b = 6$ мм и глубиной $t = 3$ мм с выходом в торцы (сквозная) и без выхода в торцы (закрытая). Опыты выполнялись на стенде испытания подшипников скольжения ДонГТУ.

В качестве смазочного материала применялось масло "Индустриальное - 20" с динамической вязкостью $M_{50} = 0.002$ кг·с/м², которое подавалось в карман и канавку под давлением 0.15 МПа. На рис. 3. приведены кривые распределения температуры по окружности подшипника, полученные при скорости скольжения $V = 10$ м/с и давлении $P_{cp} = 6.5$ МПа.

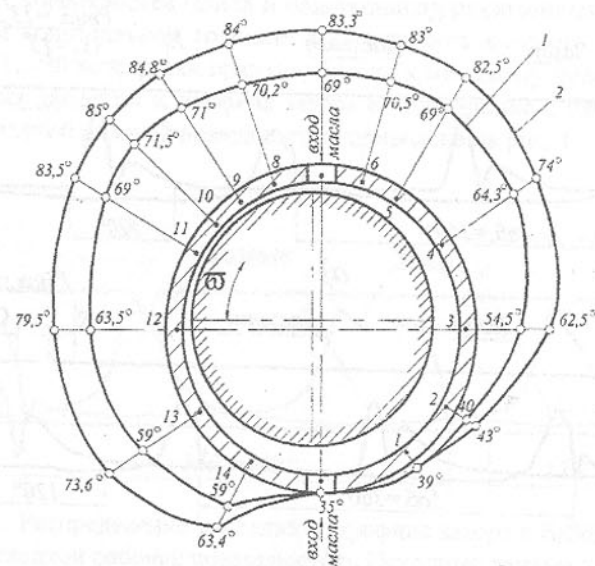


Рис.3. Распределение температуры в среднем сечении подшипника при наличии канавки в рабочей зоне.

Исходные данные: $D=100$ мм, $L=80$ мм, $\psi=0.0015$, $P_{cp}=6.4$ МПа, $v=10$ м/с; 1- канавка с выходом в торцы; 2-канавка без выхода в торцы

При этом канавка располагалась в рабочей зоне непосредственно над линией действия нагрузки. Расход смазки, подаваемой в подшипник постоянный, равный $7.5 \cdot 10^{-3}$ м³. На рис. 3. представлены сравнительные температурные зависимости при наличии сквозной продольной канавки (кривая 1) и той же канавки без выхода в торцы (кривая 2). Как видно, раз-

ность температур в подшипнике с канавкой с выходом в торцы и без выхода, составила 14.3°C. Аналогичные зависимости, были получены при других угловых положениях канавки. Эффективность канавки проявляется больше с ростом окружных скоростей и нагрузок.

При конструировании новых тяжелонагруженных высокоскоростных опорных узлов для увеличения циркуляции смазки в рабочей зоне, являющейся основной зоной теплообразования, целесообразно выполнять смазочные канавки. Опыты показывают, что несущая способность таких подшипников может быть увеличена до двух раз, в сравнение с подшипником, имеющим гладкую рабочую поверхность.

Положительным качеством сквозной канавки является также возможность удаления из зоны трения продуктов износа.

Список литературы: 1. Снеговский Ф.П. Опоры скольжения тяжелых машин. - М.: Машиностроение, 1969. - 223 с. 2. Снеговский Ф.П. Расчет и конструирование подшипников скольжения. - К.: Техніка, 1974. - 100 с. 3. Снеговский Ф.П., Горкуша А.Е. Влияние смазочных канавок на распределение гидродинамических давлений в подшипниках скольжения. - В кн. Детали машин. Вып. 19. - К.: Техніка, 1974. - с.48-51.

ТЕРМОУСАЖИВАЮЩИЕСЯ ФИТИНГИ ИЗ РЕАКТОПЛАСТОВ И ИХ ПРИМЕНЕНИЕ

Белошенко В.А., Борзенко А.П., Строганов В.Ф., Шелудченко В.И.
(ДонФТИ НАН Украины, ОАО "Донецкоблгаз", г. Донецк, Украина)

Peculiarities of fabrication, realization of thermal shrinkage effect and variants of the application of thermal-shrinkage fittings made of the network polymers are considered.

Эффект термоусадки (восстановления первоначальной формы) хорошо изучен и широко применяется в случае термопластичных полимеров при изготовлении электроизоляционных и упаковочных материалов, элементов разнообразного конструкционного назначения. Ранее нами было установлено, что при правильном выборе структурной организации материала, температурного режима деформирования и схемы его напряженно-деформированного состояния возможна реализация эффекта термоусадки и в таких малопластичных объектах, как сетчатые (термоактивные) полимеры [1,2]. Из них могут быть получены изделия в виде стержней или труб различного сечения. Очевидно, что последние пред-

ставляют наибольший практический интерес в связи с более широким спектром их применения.

Термоусаживающиеся трубчатые изделия (муфты) изготавливаются методом дорнования трубчатой заготовки, получаемой из реактопластов с достаточно высокой деформативной способностью [2]. Поскольку при деформировании в ней развиваются конкурирующие процессы ориентации межузловых цепей и механодеструкции, эта операция должна выполняться при достижении полимером высокоэластичного состояния.

Выполненные исследования показали, что усадка ориентированных сетчатых полимеров происходит при температурах, близких или превышающих температуру стеклования, и достигает 100%. Этот факт необходимо учитывать как при формировании эффекта термоусадки, так и при его использовании.

Кроме муфт, по предложенной нами технологии могут быть изготовлены термоусаживающиеся тройники, отводы, крестовины. В основе их производства лежат те же принципы, что и в [2], различия – в схеме деформирования. Например, в случае тройников – это одновременное использование трех дорнов [3].

Для защиты от внешних воздействий (ударов, УФ-излучения и др.) и повышения эксплуатационных характеристик разработаны двухслойные термоусаживающиеся муфты, в которых внутренняя втулка – из реактопласта, внешняя – из термопласта. Температурно-временные режимы и степень усадки указанных втулок подбираются таким образом, чтобы усадка наружной постоянно опережала усадку внутренней втулки, чем создается эффект бандажирования.

Одно из применений термоусаживающихся фитингов из реактопластов – создание неразъемных муфто-клеевых трубных соединений. В качестве клея в рассматриваемых соединениях используется эпоксидная композиция на основе блоксополимера эпоксидиановой и эпоксифатической смолы, отверждаемая смесью алифатических и ароматических аминов [4]. Температурно-временные режимы усадки фитинга и отверждения клея синхронизированы так, что вначале происходит процесс усадки фитинга, а после его завершения – отверждение клея. При этом устраняются непроклеи, формируется тончайший клеевой слой, а его излишки выдавливаются наружу. В результате достигаются максимальные прочностные характеристики.

Предложенная технология применима для соединения труб из разных, в том числе разнородных материалов: металлов, полимеров, стекла, керамики. Гидравлические испытания, проведенные на трубных сборках сталь-сталь, полиэтилен-полиэтилен, полипропилен-сталь, показали, что они не теряют герметичности, подвергаясь внутреннему давлению жидко-

сти в десятки атмосфер, а в ряде случаев сравнимому с предельным давлением, которое выдерживает материал трубы без разрушения.

Весьма перспективно использование термоусаживающихся фитингов из реактопластов в случае стеклопластиковых трубопроводов, для которых такие традиционные способы, как резьбовые соединения, сварка, из-за сложности или невозможности реализации не применяются, а фланцевые соединения экономически менее привлекательны. Результаты механических и гидравлических испытаний муфто-клеевых конструкций свидетельствуют о высоком запасе прочности таких соединений. Так, для сборки из стеклопластиковых труб с наружным диаметром 57 мм при длине термоусаживающихся муфт 57 мм предельное давление жидкости составило около 130 атм. Следует отметить, что во всех случаях нарушение герметичности происходило из-за нарушения клеевого слоя. То есть резерв прочности соединения при необходимости может быть увеличен либо за счет лучшей активации склеиваемых поверхностей, либо модификацией клея.

Отмеченное обстоятельство позволяет рекомендовать рассматриваемый тип соединений для монтажа металлических тонкостенных трубопроводов малого диаметра в качестве альтернативы пайке или сварке, не дающих требуемых прочностных характеристик. В частности, такие муфто-клеевые соединения труб размером 3х0,5 мм из нержавеющей стали сохраняют герметичность при давлении воды до 200 атм, воздуха – 100 атм.

Наряду с изготовлением трубных соединений, термоусаживающиеся фитинги хорошо себя зарекомендовали при ремонте кабелей высокого напряжения. Использование термоусаживающихся муфт из эпоксидного полимера в соединениях силовых кабелей напряжением 1-10 кВ позволяет значительно продлить их работоспособность в сложных условиях эксплуатации, в частности, в присутствии агрессивной среды. Это достигается прежде всего за счет улучшения герметизации места пайки заземляющего провода с оболочкой кабеля.

Работа с термоусаживающимися фитингами достаточно проста, не требует привлечения дорогостоящего оборудования, может осуществляться в сложных погодных условиях, в пожаро- и взрывобезопасном исполнении. Опыт их применения при ремонте полиэтиленовых газопроводов показал, что по сравнению со сваркой существенно сокращается и объем подготовительных мероприятий.

С целью повышения деформационно-прочностных свойств муфто-клеевых соединений при монтаже трубопроводов средних диаметров можно использовать упругую разрезную тонкостенную втулку из материала, имеющего хорошую адгезию к клею. Втулка с нанесенным на неё клеем размещается на внутренней поверхности труб в месте стыка. Клей имеет

тот же состав, что и наносимый на термоусаживающуюся муфту, поэтому его отверждение происходит одновременно с последним.

Эффект дополнительного упрочнения достигается и при бандажировании муфто-клеевого соединения стеклотканью, пропитанной всё тем же клеем. За счёт использования упругой втулки или бандажа предельное давление, выдерживаемое соединением без потери герметичности, повышается на 15-20%.

Список литературы: 1.Белошенко В.А.,Замотаев П.В., Митюхин О.П. и др. Твердофазная ориентация и термоусадка сетчатых полимеров и полимерных композиций / Журнал прикладной химии.-1996.-Т.69,вып.7.-С.1203-1207. 2. Патент 10299, Україна. Спосіб одержання виробів з термоусадкою/ В.О.Білошенко, В.Ф.Строганов, В.І.Шелудченко. -1996.-Бюл.№4. 3.Спосіб виготовлення фітінгів,що термоусаджуються, з епоксидного полімеру / В.О. Білошенко, О.П. Борзенко, В.Ф. Строганов, В.І.Шелудченко.-Ріш.про вид.патенту України від 3.11.98 по заявці № 97115561. 4.Патент 10298, Україна. Спосіб зеднання полімерних труб / В.Ф. Строганов, В.О. Білошенко, В.І. Шелудченко.-Бюл.№4.

РАСПРЕДЕЛЕННЫЙ ТЕМПЕРАТУРНЫЙ МОНИТОРИНГ В СЕТЯХ ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ: ЭКОНОМИЧЕСКАЯ ТОПОЛОГИЯ СЕТЕЙ MicroLAN

Белошенко В.А., Титиевский В.И., Шелудченко В.И.
(ДонФТИ НАН Украины, ОАО "Донецкоблгаз", г.Донецк, Украина)

The topology and design of economical MicroLAN-based systems for temperature monitoring of buildings and heat supply is discussed.

Распределенные (рассредоточенные) системы автоматического контроля включают в себя большое количество датчиков и коммуникационных каналов, то есть, как правило, такие системы представляют собой локальные сети. При этом надежность системы главным образом определяется надежностью ее коммуникационных каналов, их способностью передавать информацию без ошибок. Не последнее место коммуникационные каналы занимают и в стоимостном балансе таких систем. Поэтому поиск недорогих и надежных конструкций локальных сетей (их топологий и аппаратного состава) является одной из основных задач при построении систем автоматического контроля.

Здесь мы рассмотрим одну из возможностей применения микролокальной сети MicroLAN фирмы Dallas Semiconductor для

систем температурного мониторинга в коммунальном хозяйстве (в частности, в теплоснабжении). Почему именно MicroLAN? Да потому что Dallas Semiconductor разработала целую технологию сбора, накопления и передачи информации, основанную на перспективных однопроводных каналах связи, а также целую серию датчиков и других устройств, поддерживающих однопроводный интерфейс [1]. В результате получилась очень гибкая технология, поддерживаемая большой номенклатурой взаимозаменяемых аппаратных средств. На ее основе можно строить самые разнообразные информационные системы, имеющие для пользователя несомненное достоинство - простоту эксплуатации. Все сложности по электрическому сопряжению, программному обеспечению спрятаны внутри. Разработчику информационных систем остается лишь, как из конструктора, собрать, выбирая наиболее подходящие детали, нужную ему конфигурацию. Сказанное не означает, конечно, что, опираясь на такую технологию, вовсе не нужно думать. Увы, думать приходится. Это как в магазине, где вы выбираете нужную вещь из обилия товаров, хороших и разных. Искусство выбора - нелегкое искусство. И кто знает, сколько всего нужно знать, чтобы не ошибиться. Используя свой опыт работы на поприще теплоснабжения и познакомившись практически с работой однопроводных устройств Dallas Semiconductor, авторы предлагают свое решение организации локальной сети на основе технологии MicroLAN. Но сначала несколько слов о том, какого вида сети предлагают специалисты DalSemi.

Миниатюрная локальная сеть (miniature local area network - MicroLAN) - это сеть, использующая для цифрового обмена однопроводную линию. Она обеспечивает очень дешевый обмен информацией между компьютером и включенными в сеть устройствами, поддерживающими однопроводный интерфейс. MicroLAN имеет древовидную структуру, имеющую ствол (магистраль, шину) и много ветвей (рис.1). Ее ствол через специальный контроллер соединяется с COM-портом персонального компьютера, обеспечивающим протокол RS232; в этом случае компьютер выступает как сервер этой микролокальной сети. Этот компьютер называют также мастером шины. Управление сетью осуществляется с помощью специального программного пакета TMEX MicroLAN Manager из-под DOS или WINDOWS.

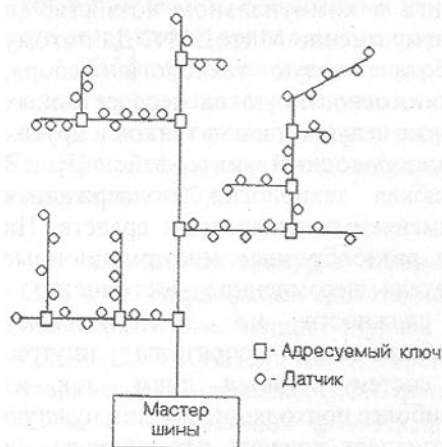


Рис.1. Сеть MicroLAN древо-видной структуры.

Вдоль ствола размещаются адресуемые ключи, через которые к стволу подключаются дополнительные линии - ветви. Ветви могут быть разных уровней: первый уровень образуют ветви, соединяемые со стволом посредством одного адресуемого ключа; второй уровень ветвления - это ветви, путь от которых к стволу содержит два адресуемых ключа, и т.д. В общем случае подключаемые к сети устройства (мобильные iButtons [2], датчики, адресуемые ключи) подключаются не к стволу, а к ветвям, представляя собой как

листья этого дерева. Одна-ко, если сеть не имеет ветвлений, то "листья" подсоединяются непосредственно к стволу. Чтобы обменяться информацией, например, с устройством А, подключенным к какой-либо ветви, мастер шины должен сначала включить адресуемый ключ, соединяющий ствол с той ветвью нижнего уровня, которая ведет к ветви следующего уровня, содержащей уже устройство А, а затем включить еще один ключ, соединяющий ветвь нижнего уровня с ветвью, на которой находится требуемое устройство А. Такое программно управляемое избирательное подключение отдельных сегментов сети позволяет избежать перегрузки кабеля, возникающей при одновременном включении всех имеющихся в сети устройств, и, следовательно, позволяет строить довольно протяженные и разветвленные сети. Кроме того, адресуемый ключ несет информацию о физическом расположении подключаемого к диалогу устройства.

Циркулирующая в сети MicroLAN информация передается пакетами. При передаче или приеме пакета информации всегда осуществляется контроль истинности циклическим избыточным кодом (ЦИК). В пакете передаваемых данных содержится 8-битовый или 16-битовый ЦИК. Мастер шины, приняв очередной пакет данных, подсчитывает его ЦИК. Если этот ЦИК совпадает со значением, переданным в пакете, значит, данные приняты верно. В противном случае операция приема повторяется.

Обмен информацией в сети является программно управляемым. Мастер шины опрашивает узлы сети и по результатам опроса предпринимает те или другие действия. Если персональный компьютер оборудован несколькими СОМ-портами, то к каждому из СОМ-портов может быть подсоединена независимая сеть описанной древовидной структуры. Это позволяет увеличить производительность и размер сети. Расчеты показывают [3], что сети с описанной древовидной структурой могут достигать длины 300м (имеется в виду длина наиболее протяженного сегмента сети) и включать в себя до 500 датчиков.

Для целей температурного мониторинга зданий и сооружений сети с такой топологией, по мнению авторов, являются избыточными. Можно решить задачу, основываясь на более простой топологии сети, подобной, если следовать ботанической аналогии, мексиканскому кактусу (рис.2). При этом исключаются адресуемые ключи и адаптер СОМ-порта, упрощаются коммутационные каналы и программное обеспечение. Отказ от адресуемых ключей разгружает линию и позволяет подключить к ней дополнительные датчики. Кроме того, он ускоряет обмен информацией (что, правда, несущественно для сетей описываемого назначения). Для осуществления такой топологии мастер шины должен иметь число входов-выходов, равное числу стеблей "кактуса". Число СОМ-портов в компьютере ограничено, поэтому авторы разработали специальный аппаратный интерфейс, имеющий 32 входа-выхода и позволяющий, следовательно, управлять локальными сетями, имеющими до 32 "стеблей", что эквивалентно наличию 32 независимых шин и мастеров шины.

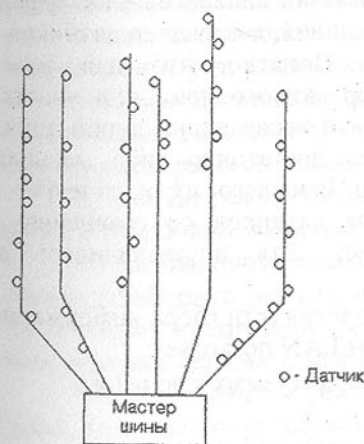


Рис.2. Сеть MicroLAN кактусовидной структуры.

Наличие в локальной сети независимых линий ("стеблей") значительно упрощает протокол обмена и программное обеспечение. Опрос линий производится либо последовательно (сначала, один за одним, все датчики одной линии, затем так же, один за одним, датчики второй линии и т.д.), либо все линии опрашиваются одновременно. Поскольку частота опроса каждого датчика невелика (не чаще одного опроса в минуту), то проблем с обработкой информации при одновременном опросе линий не возникает.

Каждая из линий, поскольку она контролируется независимым мастером шины, представляет собой отдельную сеть MicroLAN, не имеющую ветвлений. Сеть MicroLAN может работать в двух режимах: активного питания и пассивного питания. Первый режим предполагает подачу питания +5В на соответствующий вывод каждого датчика. Это требует еще одного, дополнительного, провода. Второй режим предусматривает питание датчиков от шины данных. При этом дополнительного провода не требуется. Расчет нагрузочной способности одной линии, т.е. максимального числа датчиков, которое можно подключить к ней, показывает, что для линии, работающей в режиме активного питания, максимальное количество датчиков составляет 186, а в режиме пассивного питания - 98. Максимальная длина линии составит 186м и 240м, соответственно. Таким образом, плотность расположения датчиков на линии в первом случае составит 1 датчик на метр, а во втором случае - примерно 1 датчик на 2,5 метра. Если нужна большая плотность, можно уменьшить длину линии или расположить на ней датчики неравномерно.

Вышеприведенный расчет выполнен с учетом требований протокола однопроводного интерфейса, определяющего длительность одного бита данных 15мкс, а также с учетом погонной емкости кабеля 50пф/м и питающего напряжения 5В. Поскольку каждый датчик вносит емкостную нагрузку 30пф, уменьшая количество датчиков на линии, можно соответственно увеличить длину линии. Так, если линия будет содержать не 186, а 100 датчиков, то длину линии можно увеличить из расчета увеличения ее емкости на $86 \cdot 30\text{пф} = 2580\text{пф}$. Это эквивалентно увеличению ее длины на $L = 2580\text{пф} / 50\text{пф/м} = 51\text{м}$.

Учитывая, что разработанный авторами аппаратный интерфейс может обслуживать одновременно до 32 линий, количество датчиков в сети можно увеличить в 32 раза. Понятно, что для целей температурного мониторинга, например, жилого дома или участка теплотрассы такое количество датчиков и такая длина линий также избыточны. На практике часто бывает достаточно либо меньшей густоты расположения датчиков, либо меньшего их количества в данной линии. Уменьшение количества датчиков по сравнению с теоретическим максимумом разгружает сеть и увеличивает ее надежность.

Таким образом, предлагаемая топология сети сбора информации по сравнению с базовой топологией MicroLAN позволяет:

- удешевить сеть за счет исключения адресуемых ключей и адаптера COM-порта;
- упростить коммуникационные каналы и процесс монтажа;
- упростить программное обеспечение и протокол обмена.

Список литературы: 1. <http://www.dalsemi.com, Products, Thermal Management, standard.pdf>, app106.pdf; 2. <http://www.dalsemi.com, Touch Memory Overview>; 3. <http://www.dalsemi.com, Products, Thermal Management, Application Note 106>.

СВЯЗЬ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ С ДИНАМИКОЙ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

Беляева Г.И., Беляев А.Г., Кочергин А.И., Маляренко А.Д.
(БГПА, г. Минск, Беларусь)

The problems of estimation of metallic materials workability on possible oblique indicators are considered in present article.

Возникающие в процессе резания колебания, оказывающие существенное влияние на стойкость режущего инструмента и качество обработанной поверхности, изучались многими исследователями в различных направлениях.

В то же время, практически отсутствуют сведения о влиянии на колебательные процессы при резании физико-механических свойств и микроструктуры материалов, обусловленных режимами термообработки.

Отсутствуют так же исследования взаимосвязи износа инструмента с его колебаниями в процессе устойчивого резания, хотя о качественных связях между ними упоминается в ряде работ, /1-3/.

В связи с этим, при обработке образцов из стали 20ХН3А, которым различными режимами термообработки были приданы различные структуры и физико-механические свойства, измерялись колебания резца в тангенциальном и радиальном направлениях. Продольное точение образцов без охлаждения производилось на токарном станке мод. 16К20 с постоянным режимом резания: $f=0,3$ мм, $s=0,14$ мм/об., $V=98,9$ м/мин. Во всех случаях вылет резца составлял 40 мм.

В качестве режущего инструмента применялись резцы с трехгранными неперетачиваемыми пластинками из твердого сплава Т15К6.

Колебания, генерируемые режущим инструментом, измерялись в условиях устойчивого резания, которое определялось по величине амплитуды колебаний инструмента, резко возрастающей при переходе от устойчивого резания к резанию с вибрациями системы СПИД.

Так как колебания режущего инструмента являются высокочастотными, то в качестве преобразователя их в электрический сигнал применялся датчик вибрационных ускорений, благодаря чему в спектре ускорений более отчетливо проявляются высокочастотные составляющие сигнала, /4/.

Высокая чувствительность датчика ускорений КД35а фирмы RFT и его высокая собственная частота дают возможность регистрировать сигналы в широком диапазоне частот. Для определения уровня колебаний резца применялся трехканальный виброизмеритель SM231, который служил для качественной и количественной оценок механических периодических и аperiodических процессов.

Генерированный в датчике измерительный сигнал поступает на интегрирующий вход виброизмерителя. Полученные таким образом показания прибора пропорциональны амплитуде колебательных ускорений и могут быть использованы для определения зависимостей между физико-механическими свойствами материалов и амплитудой колебательных ускорений.

Авторам не удалось установить достаточно четких зависимостей между амплитудой колебательных ускорений и механическими характеристиками материала. Так, величина R^2 , характеризующая тесноту связи, для зависимости амплитуды колебательных ускорений от твердости материала $A=f(HB)$ равна всего 0,18, от предела прочности при растяжении $A=f(\sigma_b)$ — 0,26, от относительного удлинения $A=f(\delta)$ — 0,11, от относительного сужения $A=f(\psi)$ — 0,14, и от ударной вязкости $A=f(a_u)$ — всего 0,0164. Теснота парных взаимодействий весьма слабая.

Более тесные связи между A и механическими характеристиками получаются, если в зависимости включаются несколько характеристик материала. Авторами были получены следующие зависимости в натуральном и стандартизованном масштабах соответственно:

$$A = -184,7 + 12,12(HB) - 2,75\sigma_b - 0,043(HB)^2 - 0,00006(\sigma_b)^2 + 0,01(HB \cdot \sigma_b),$$

$$t_A = 26,96t_{HB} - 23,238t_{\sigma_b} - 44,17(t_{HB})^2 - 0,87(t_{\sigma_b})^2 + 40,48(t_{HB} \cdot t_{\sigma_b}).$$

При этом, коэффициент множественной корреляции $r=0,524$ указывает на существование определенной связи между амплитудой колебательных ускорений с одной стороны, твердостью и пределом прочности материала с другой.

Аналогичным образом зависимость между амплитудой колебательных ускорений A с одной стороны и относительным удлинением δ и сужением ψ с другой в натуральном и стандартизованном масштабах может быть представлена в виде:

$$A = 394,59 - 45,89\delta + 8,62\psi + 2,67\delta^2 + 0,42\psi^2 - 1,89\delta\psi;$$

$$t_A = -9,38t_\delta + 3,7t_\psi + 27,46(t_\delta)^2 + 17,96(t_\psi)^2 - 38,76(t_\delta \cdot t_\psi).$$

Коэффициент множественной корреляции при этом $r=0,62$.

Одновременно с этим были проведены исследования влияния амплитуды колебательных ускорений на износ резца по задней грани h_z , пара-

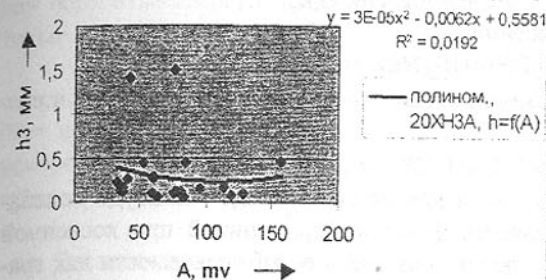


Рис.1. Зависимость износа резца по задней грани от амплитуды колебательных ускорений вершины режущего инструмента

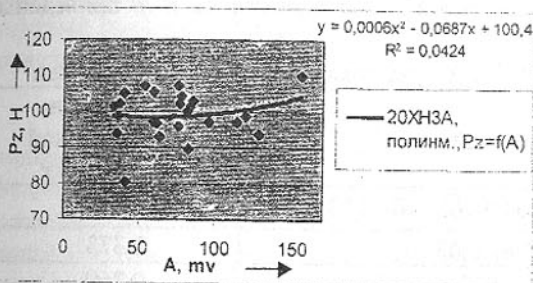


Рис. 2. Зависимость силы резания P_z от амплитуды колебательных ускорений

ной поверхности, силы резания и температура. Но, вместе с тем, включение амплитуды колебательных ускорений в исследуемые зависимости в сочетании с другими характеристиками физико-механических свойств позволяет несколько повысить достоверность определения показателей обрабатываемости.

Так, например, если взять зависимость между силой резания P_z с одной стороны и комплексом физико-механических характеристик материала, состоящего из амплитуды колебательных ускорений A , градиента остаточного магнитного поля ∇H , твердости HB и предела прочности σ_b , то выражение, описывающее данную зависимость, будет иметь вид:

$$P_z = 76,244 + 0,044A + 0,0088(\nabla H) - 0,004(HB) + 0,1\sigma_b;$$

При этом коэффициент множественной корреляции $r = 0,65$. Если исключить амплитуду колебательных ускорений, а взять зависимость

метры шероховатости обработанной поверхности Ra и t_p , силы резания P_z , P_y и P_x . Ниже на рис. 1-2 представлены некоторые результаты этих исследований.

Как видно из рис.1, связь между величиной износа резца по задней грани в процессе устойчивого резания h_z и амплитудой колебательных ускорений вершины режущего инструмента A практически отсутствует.

Из приведенных зависимостей можно сделать вывод, что амплитуда колебательных ускорений не может быть принята в качестве однозначного показателя обрабатываемости материала, как, например, износ инструмента, шероховатость обработан-

$$P_z = f(VH, HB, \sigma_b),$$

то получим следующее выражение:

$$P_z = 90,7 + 0,045(VH) - 0,01(HB) + 0,048\sigma_b; r = 0,594$$

При исключении градиента остаточного магнитного поля VH , т.е., $P_z = f(A, HB, \sigma_b)$:

$$P_z = 73,84 + 0,046A - 0,003(HB) + 0,112\sigma_b; r = 0,648.$$

Как видно из приведенных выше зависимостей, амплитуда колебательных ускорений A оказывается более информативной при косвенной оценке силы резания P_z , чем такой показатель обрабатываемости как градиент остаточного магнитного поля VH , т.к. при исключении A величина коэффициента множественной корреляции уменьшается в большей степени, нежели при исключении VH . Об этом же говорят и абсолютные величины коэффициентов при A и VH в уравнении $P_z = f(A, VH, HB, \sigma_b)$.

Аналогичные данные для сил резания P_y , P_x , температуры, возникающей в зоне резания θ , параметров шероховатости Ra и tp приведены ниже в табл. 1.

Таблица 1 - Влияние A , VH , HB и σ_b на показатели обрабатываемости

Вид зависимостей	Коэффициент множественной корреляции r
$P_y = 52,21 + 0,004A - 0,019(VH) + 0,002(HB) - 0,03\sigma_b$	0,375
$P_y = 53,58 - 0,015(VH) + 0,001(HB) - 0,035\sigma_b$	0,373
$P_y = 57,4 - 0,001A - 0,00005(HB) - 0,059\sigma_b$	0,369
$P_x = 50,2 - 0,0008A + 0,0005(VH) - 0,0114(HB) + 0,0036\sigma_b$	0,14495
$P_x = 49,95 - 0,0001(VH) - 0,0113(HB) + 0,0045\sigma_b$	0,14493
$P_x = 50,06 - 0,0006A - 0,0113(HB) + 0,0044\sigma_b$	0,14498
$\theta = 33,03 - 0,011A - 0,002(VH) - 0,008(HB) + 0,119\sigma_b$	0,654
$\theta = 29,45 - 0,011(VH) - 0,007(HB) + 0,132\sigma_b$	0,650
$\theta = 33,61 - 0,01115A - 0,008(HB) + 0,116\sigma_b$	0,654
$Ra = 10,98 + 0,01A - 0,012(VH) - 0,0119(HB) + 0,038\sigma_b$	0,49
$Ra = 14,23 - 0,0042(VH) - 0,0133(HB) + 0,026\sigma_b$	0,469
$Ra = 14,38 + 0,007A - 0,0129(HB) + 0,0193\sigma_b$	0,479
$tp = 2,7 + 0,0033A + 0,004(VH) + 0,0008(HB) - 0,007\sigma_b$	0,1087
$tp = 3,77 + 0,007(VH) + 0,0003(HB) - 0,0113\sigma_b$	0,075
$\sigma_{tp} = 1,618 + 0,0043A + 0,001(HB) - 0,0014\sigma_b$	0,094

Из табл. 1 видно, что только при определении силы резания P_y по сравнению с амплитудой колебательных ускорений A более информативен градиент остаточного магнитного поля VH , для всех остальных показате-

лей обрабатываемости предпочтение следует отдавать амплитуде колебательных ускорений.

Одновременно с этим следует отметить, что величина относительной опорной длины профиля практически не зависит от рассматриваемых в работе физико-механических свойств материала: амплитуды колебательных ускорений A , градиента остаточного магнитного поля VH , твердости HB и предела прочности при растяжении σ_b .

Выводы

1. Достаточно четких зависимостей между амплитудой колебательных ускорений вершины режущего инструмента в процессе устойчивого резания и физико-механическими характеристиками материала установить не удалось.
2. Амплитуда колебательных ускорений при резании стали не может служить в качестве однозначного показателя обрабатываемости, но использование ее совместно с другими физико-механическими характеристиками позволяет несколько повысить достоверность косвенной оценки показателей обрабатываемости.

Список литературы: 1. Зорев И.Н. Вопросы механики резания металлов. - М.: Машгиз, 1956. - 368 с. 2. Кудинов В.А. Динамика станков. - М.: Машиностроение, 1967 - 360 с. 3. Каллиоппин В.В. Механика волны при резании. - Мн.: "Наука и техника", 1969. - 172 с. 4. Терикова Л.Г. Исследование колебаний в процессе обработки деталей на токарных станках призматическими и ротационными резцами. Диссертация на соискание ученой степени к.т.н. Мн. АН БССР, ФТИ, 1978.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД ИЗМЕРЕНИЯ ДАВЛЕНИЯ В ПРЕСС-ФОРМАХ ДЛЯ ЛИТЬЯ ПОД ДАВЛЕНИЕМ

Благодарный В., Костура М., Раган Э.
(FVT TU, PREŠOV, SLOVAKIA)

New methods for direct measuring pressure in the die at pressure die casting are described in contribution. It allows to control the process of casting cooling for improvement of its quality.

Процесс литья под давлением обычно характеризуется такими параметрами как величина давления и скорость затвердевания жидкого металла в пресс-форме. Экспериментально проследить реальный процесс развития давления в пресс-форме в момент ее заполнения расплавом металла является одной из главных задач литья под давлением. До настоящего времени

величину давления в пресс-форме и характер развития процесса определяли математическими методами. Однако математические методы не обеспечивают получения качественных отливок, и особенно при сложных формах возможно получение некачественных отливок, содержащих раковины.

Экспериментальное определение давления расплава металла в пресс-форме до сих пор не практиковалось. Главным образом потому, что невозможно было встроить внутри пресс-формы какой-либо измерительный датчик из-за высоких давлений (до 250 МПа) и температур (около 700 С). Доработка пресс-формы для встраивания датчика с финансовой точки зрения не выгодна и довольно сложна в производстве. Кроме того, при доработке снижается долговечность пресс-формы и не обеспечивается необходимое качество отливки.

Попытки экспериментально измерять давление в пресс-формах в процессе литья были сделаны и ранее, но положительных результатов они не дали.

В предложенном нами экспериментальном методе исследования наполнения и течения расплава в пресс-форме исходили из следующих условий:

- 1) металл в расплавленном состоянии в рассматриваемый краткий момент времени представляет собой однородную жидкость с присущими ей свойствами;
- 2) температура расплава выше температуры ликвидуса (слоя металла между расплавом и внутренней поверхностью пресс-формы);
- 3) для расплава металла как однородной жидкости выполняются все законы гидравлики;
- 4) процесс развития давления в расплаве такой же, как и в однородной жидкости.

На основе этих условий можно полагать, что на внутренние стенки пресс-формы и любые элементы, помещенные в ней, будет действовать равномерно давление, вектор давления будет направлен по перпендикуляру к поверхности в рассматриваемой точке.

Для неподвижных несжимаемых жидкостей можно записать

$$\text{grad}\left(V + \frac{P}{S}\right) = 0, \quad (1)$$

где V – объем внутренней полости пресс-формы;

P – давление;

S – площадь поверхности внутренней полости.

Откуда

$$S \times V + P = \text{Const...} \quad (2)$$

В неподвижной сжимаемой жидкости суммы потенциальной энергии единиц объема жидкости по всему объему одинаковы. Уравнение (2) явля-

ется основным уравнением гидростатической несжимаемой жидкости и одновременно условием равновесия системы. При высоких давлениях и небольших объемах внутреннего пространства пресс-формы можно величину объема V пренебречь, тогда

$$P = \text{Const...} \quad (3)$$

Это выражение соответствует закону Паскаля. На основе этого закона разработан экспериментальный метод измерения давления в пресс-формах в процессе литья / 1 /.

На рис.1 изображена схема устройства для экспериментального измерения давления в пресс-форме с помощью датчика, находящегося вне формы.

При заполнении расплавом металла 2 формы 1, 3 давление распространяется по всему внутреннему объему пресс-формы равномерно, такое же давление будет действовать на стержень 6, на конце которого закреплен плунжер 15. Стержень 6 выдвигается под давлением и толкает плунжер 15 который создает давление в жидкости, находящейся в полости 13. Это давление фиксируется датчиком 12, сигнал от него попадает на усилитель 40 и регистрируется прибором 41.

Недостатком этого способа является невысокая точность измерения из-за недостаточной устойчивости стержня 6, который под давлением и при высокой температуре деформируется (вспучивается).

С учетом опыта измерений вышеизложенным методом было установлено, что прямое измерение давления в пресс-форме в процессе литья возможно, но для повышения точности необходимо устранить вспучивание стержня. Поэтому был предложен новый датчик давления / 2 /, который устранил недостатки предыдущего датчика и обеспечил прямое измерение давления расплава в пресс-форме. Упругий элемент датчика должен быть минимальным по длине и обеспечивать измерение давления при температуре около 700 С. Датчик должен быть сравнительно малых размеров и легко встраиваться в корпус пресс-формы.

Встраивание датчика давления в подвижную половину пресс-формы довольно затруднительно с той точки зрения, что в этой половине размещено множество стержней, между которыми очень малые пространства, и размещены они в основном там, где следовало бы установить датчик. Поэтому было решено использовать неподвижную половину пресс-формы. Однако при этом возникли проблемы, так как эта половина пресс-формы имеет тонкие стенки. Необходимо было доработать конструкцию датчика давления так, чтобы его можно было разместить в форме с учетом вывода проводов, охлаждения и прочего.

На рис.2 показано размещение комбинированного датчика для измерения давления и температуры в неподвижной половине пресс-формы,

осуществляющего разработанную методику измерения. На рисунке можно видеть, что упругий элемент датчика 11 в сечении больше и короче, чем на рис.1, что исключает возникновение поперечного изгиба (вспучивания).

Комбинированный датчик давления / 2 / и температуры размещается в полости 41 формы 40. Контакт между двумя половинами пресс-формы 40 происходит посредством упругого элемента 11 (изготовленного из теплоустойчивого материала), связанного с головкой датчика давления 14, воздействующей на полый валик 12 с опорным кольцом 15 и закрепляющей гайкой 16. С опорным кольцом 15 жестко связан валик 17, в котором выполнен канал 19 для подвода и отвода охлаждающего вещества в полость 20 валика 12. К валику 17 присоединена труба 44. Снаружи полого валика 12 наклеены тензодатчики сопротивления, которые электропроводами связаны с регистрирующим устройством. В упругом элементе датчика 11 имеется полость, внутри которой размещен температурный датчик 30, закрепленный прижимной концевой втулкой 34. Датчик измерения деформации 13 защищен от теплового излучения, исходящего от формы 40 крышковой 43.

При наполнении полости формы 40 расплавом под давлением происходит давление на упругий элемент датчика 11. Упругий элемент 11 через головку 14 действует на полый валик 12, у которого давление вызывает упругую деформацию, соответствующую давлению расплава в полости 41 формы 40. Деформация валика 12 регистрируется тензометрическими датчиками 13, которые передают сигналы на измерительное устройство. Одновременно измеряется температура датчиком 30 и выводится на измерительное устройство.

При большом количестве плавков за короткий промежуток времени происходит разогревание не только упругого элемента, но и самой формы 40, от которой тепло распространяется до самого датчика 10. Поэтому к полости валика 17 с помощью трубок 44 и через каналы 19 подведена охлаждающая вода, которая обеспечивает постоянство температуры датчика давления 10. От воздействия теплового излучения от формы на полый валик 12 и тензометрический датчик 13 предусмотрена защита отражающей крышкой.

Датчик изготовлен из фосфоро-оловянистой бронзы Бр ОФ 10-1 модулем упругости $E \times 10 = 118,7$ МПа. Данный материал был выбран потому, что обладает высокой теплостойкостью и, тем самым была достигнута постоянная температура на тензодатчиках. Соединение тензодатчиков выполнено по мостиковой схеме.

Измерение давления и температуры было реализовано на конкретной отливке, изображенной на рис.3. Результаты измерения представлены на рис.4.

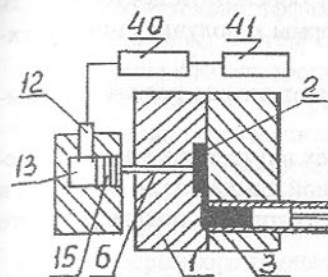


Рис. 1. Схема прямого измерения давления в пресс-форме

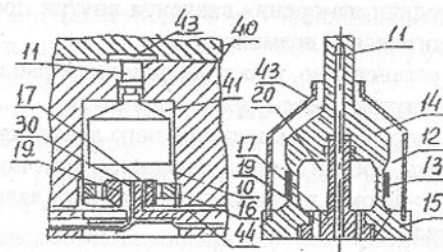


Рис. 2. Размещение датчика давления в пресс-форме

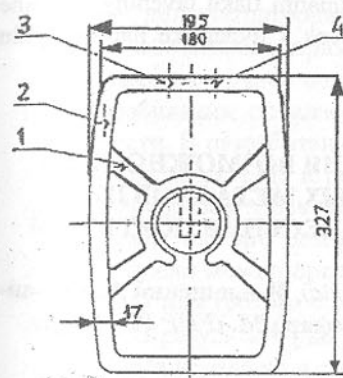


Рис. 3. Отливка, полученная литьем под давлением в пресс-форме.

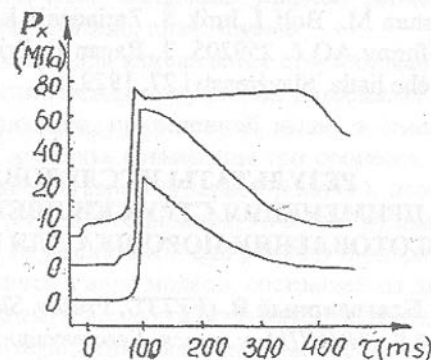


Рис. 4. Результаты прямого измерения давления.

Заключение

На основе проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

- экспериментально установлено, что разработанная методика прямого измерения давления расплава металла внутри пресс-формы при литье под давлением работоспособна и позволяет получить новые физические и технологические данные о процессе литья под давлением;
- разработанная методика измерения позволяет осуществлять экспериментальные исследования влияния величины давления на качество отливок и их физико-механические свойства;

- разработанный датчик давления позволяет обосновать достоверность методики измерения давления внутри пресс-формы и получить новые технологические возможности;

- установлено, что с увеличением расстояния от впуска расплава давление внутри пресс-формы снижается;

- достижение максимального давления во всех внутренних частях пресс-формы при литье под давлением при постоянной температуре расплава и пресс-формы в наибольшей степени зависит от скорости подачи жидкого металла;

- с увеличением давления подачи расплава в пресс-форму и при оптимальной скорости подачи повышается механическая прочность отливок.

Список литературы: 1. Kostura M. Metoda experimentálneho merania tlaku v dutine formy pri tlakovom liati //Kandidátska dizert. Práca. Poprad 1986. 2. Kostura M., Bolf J., Jurik Š. Zariadenie k snímaniu tlaku taveniny v dutine liacej formy AO č. 259205. 3. Ragan E. Príspevok k dynamike liaceho cyklu tlakového liatia. Slavárenství 27, 1979, č. 1.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ ВОЗМОЖНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ СТРУЖКИ ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ПОРОШКА ДЛЯ НАНЕСЕНИЯ ПОКРЫТИЙ

Благодарный В. (FVTU, Prešov, Slovakia), Ильющенко А., Оковитый В. (НИИПМ, г. Минск, Белоруссия), Шефара М. (FHP PU, Prešov, Slovakia)

Methods and results of trial application of non-ferrous metal powders are described. The metal powders are obtained by grinding machining cutting and they are applied in form of anti-friction and anti-corrosion coatings.

Наиболее качественные антифрикционные и антикоррозионные покрытия на деталях получают в настоящее время путем наплавки или плазменными методами. Для обоих методов необходим порошок или проволока, изготавливаемые на металлургических предприятиях по специальной технологии. Стоимость этих материалов довольно высока, поэтому специалисты ищут пути удешевления этих материалов.

Идея использования отходов для производства порошка не является новой, но для ее осуществления требуется решить определенные задачи. Обычно отходы металла собираются, прессуются и сдаются на металлургические заводы для переплавки. Стружка, попадающая на переплавку, сгорает до 30%. Ухудшаются экология и эффективность использования от-

ходов. Значительно эффективнее саму стружку непосредственно измельчить в порошок. В этом случае потери металла будут минимальными. С точки зрения физики процесса измельчения стружка – это уже полуфабрикат измельчения, на который затрачена определенная работа. И уже значительно меньше требуется затратить энергии на ее измельчение в порошок.

В технике механического измельчения материалов известны четыре основных способа: раздавливание, раскалывание, истирание и удар. Необходимые для разрушения продукта усилия развиваются в машинах в условиях непрерывного процесса. Вследствие неупорядоченности размещения измельчаемых продуктов в рабочем пространстве дробильной машины наблюдаются все способы измельчения, но всегда играет главную роль тот способ измельчения, для осуществления которого сконструирована машина. Машины для механического измельчения разделяются на следующие классы: дробилки щековые, конусные, валковые, ударные (молотковые, роторные, дезинтеграторные), барабанные, планетарные.

Разработанная и применяемая для измельчения стружки машина занимает промежуточное положение между конусными, роторными и ударными дробилками по классификации, приведенной выше, и имеет свои особенности. В разработанной дробилке совмещены три процесса: раздавливание, раскалывание и резание с ударом (ударное резание), причем основным процессом здесь является ударное резание, то есть стружка режется на мелкие частицы резцами под действием сил резания и удара. Разрушение стружки можно представить в виде модели, состоящей из двух тел: ударяемого тела (ротора с резцами) и продукта (стружки), подвергающегося удару. В результате удара в телах возникают сложные напряжения, изменяющиеся не только в зависимости от геометрии тел, но и со временем. Тела разрушаются под действием напряжений, превышающих допускаемые. Задача состоит в том, чтобы в одних телах создавались максимальные напряжения, которые бы привели к быстрому и эффективному разрушению, в то же время в других телах (резцах) эти напряжения не приводили бы к разрушению. Полагая, что происходит удар двух твердых тел (резца и стружки), можно применить классическую теорию удара (ньютонский метод). При этом все точки тела имеют одинаковую угловую скорость, центры вращения соударяющихся тел совпадают с направлением действующих сил. Направление силы трения определяется конфигурацией тел в точке контакта и совпадает с направлением перпендикуляра к касательной, проведенной через эту точку контакта.

В процессе соударения резца и стружки последняя приобретает ускорение и, будет двигаться с большей скоростью, чем резец, пока не задержится одним из неподвижных ножей, закрепленных на внутренней поверхности корпуса дробилки. В этом случае кинетическая энергия тел до

удара равна суммарной энергии после удара, и тогда возможно определить скорость и энергию тел после удара. Резец достигает остановившуюся стружку, происходит удар и резание, стружка снова получает порцию энергии и ускорение, и так процесс продолжается до тех пор, пока стружка не измельчится до такой степени, что резец не в состоянии в нее попасть. И тогда измельченная стружка начинает двигаться со скоростью, равной скорости резца и даже выше за счет ускорения. Естественно, процесс дальнейшего измельчения за счет резания прекращается. Некоторое дальнейшее измельчение частиц стружки все-таки может происходить за счет трения частиц между собой и трения их о поверхность ротора и внутреннюю поверхность корпуса дробилки / 1 /.

Разработана теория расчета основных параметров дробилки для заданной производительности / 2 /.

Технологический процесс получения порошка из стружки состоит из трех стадий / 3 /:

- на первой стадии происходит измельчение стружки на частицы величиной 3...10 мм;
- на второй стадии частицы стружки измельчаются в порошок с размерами зерен от 50 до 500 мкм;
- на третьей стадии полученный порошок на классификаторе-разделителе разделяется на однородные фракции с зернами порошка величиной до 315 мкм, остальное идет на повторное измельчение.

Технологический процесс нанесения антифрикционных и антикоррозионных покрытий из порошков, полученных измельчением стружки, включает следующие операции / 4 /:

- подготовка напыляемых порошков;
- подготовка поверхности для нанесения покрытия;
- нанесение покрытия.

Подготовка напыляемого порошка состоит из рассева порошка через набор сит с сетками номеров 315, 160, 063 по ГОСТ 6613-73 на приборе ситового анализа модели 029, сушки порошка для удаления адсорбированной влаги в сушильном шкафу при температуре 80..100 С в течение двух часов.

Подготовка рабочей поверхности детали для нанесения покрытия состоит из обезжиривания поверхности и струйно-абразивной обработки. Обработка проводится до получения однородной матовой поверхности. Длительность перерыва между подготовкой поверхности и нанесением покрытия должна быть минимальной и не превышать одного часа.

Далее производится покрытие. Для предотвращения сколов, трещин, отслоений перед нанесением покрытия необходимо провести следующие

работы: проверить наличие масла и влаги в сжатом воздухе, охлаждающим деталь в процессе напыления, установить заданную скорость вращателя, засыпать в порошковый питатель порошок и отрегулировать системы подачи порошкового материала в плазменную струю, проверить работу систем установки плазменного напыления. Далее производить напыление подслоя антифрикционного покрытия. Для этого деталь, подлежащую нанесению покрытия, устанавливают в оправку, которая крепится в патроне вращателя. Включают вращатель, обеспечивая необходимую скорость вращения приспособления, включают систему вытяжной вентиляции и установку плазменного напыления. В процессе напыления осуществляется непрерывное охлаждение формирующегося покрытия сжатым воздухом, в месте среза за пятном напыления расход воздуха 500...600 л/мин, давление в системе подачи 0,5...0,6 Мпа.

Нанесение слоя покрытия осуществляют сразу же после нанесения подслоя. Нанесение слоя покрытия из порошка латуни проводят на следующих режимах:

- скорость вращения детали – 120 мин;
- скорость перемещения плазмотрона – 400 мм/с;
- ток плазменной дуги – 500 А;
- напряжение плазменной дуги – 55 В;
- расходы плазмообразующих газов:
аргон – 40 л/мин, водород – 8 л/мин;
- расход порошкового материала – 2,5 кг/ч;
- дистанция напыления – 150 мм;
- угол напыления – 75...90 град;
- толщина слоя покрытия за один проход – 0,2 мм.

Нанесение слоя покрытия из порошка бронзы, полученного из стружки, проводят на следующих режимах:

- ток плазменной дуги – 400 А;
- напряжение плазменной дуги – 50 В;
- дистанция напыления – 120 мм;
- толщина слоя покрытия за один проход – 0,15 мм;
- расход охлаждающего воздуха – 1,5 м/с.

Остальные параметры режима те же, что и при нанесении покрытия из латуни.

Необходимую толщину покрытия получают многократным повторением напыления путем перемещения плазмотрона относительно детали. Установленное опытным путем количество проходов является контрольным для определения толщины покрытия. Покрытие должно иметь ровную, однородную по цвету поверхность без оттенков и разводов. На поверхности покрытия не допускаются отдельные неоднородные точечные

включения и каплевидные наплывы напыленного материала. Напыленный слой не должен иметь трещин, вспучиваний, сколов, отслоений.

Толщину покрытия на деталях измеряют толщиномером типа БТП-3 или БТП-4. Твердость покрытия по Виккерсу определяют по ГОСТ 9013-59, по Бринеллю по ГОСТ 9012-59. Проведены исследования физико-химических свойств полученных порошков. Исследования показали, что порошки, полученные из отходов цветных металлов, идентичны по химическому составу и физическим свойствам стандартным. Фазовый состав порошка из стружки Л59 - α -твердый раствор цинка в меди и β -твердый раствор на базе соединения CuZn с электронным типом связи, прочностью $\sigma = 350$ МПа и плотностью $\delta = 20\%$.

Изучены технологические параметры порошков: текучесть, насыпная плотность, гранулометрический состав и форма частиц. За исключением формы частиц все остальные параметры близки к параметрам стандартных порошков.

Проведена оптимизация параметров напыления порошка, полученного из стружки цветных металлов, по максимальным значениям коэффициента использования материала. Определены оптимальные режимы нанесения покрытий из порошков латуни Л59 и бронзы БрОЦСНЗ-1-5-1, полученных из отходов.

Порошок	I, А	U, В	Ar, л/мин	Hr, л/мин	L, мм
Л59	500	55	40	8	150
БрОЦСНЗ-1-5-1	400	50	40	8	150

Проведены испытания на износостойкость покрытий порошками, полученными из стружки цветных металлов. Испытания показали, что во всем диапазоне нагрузок покрытия, напыленные из порошка БрОЦСН имеют лучшие показатели и превосходят износостойкость компактной литой бронзы в 1,5...1,8 раза и в 1,2...1,4 раза превосходят износостойкость покрытия, напыленные из стандартных порошков. При этом необходимо отметить, что себестоимость порошков, полученных из стружки цветных металлов, в 10 раз ниже стоимости стандартных порошков.

Список литературы: 1. Благодарный В.М., Ильющенко А.Ф., Оковитый В.А., Шелег П.А. Оборудование для изготовления порошка из стружки металлов // Ресурсосбережение и экологически чистые технологии: тез. Докл. 3 научно-техн. конф., Гродно, 1998, с.89. 2. Благодарный В.М. Производство порошков из стружки // Прогрессивные методы получения и обработки конструкционных материалов и покрытий, повышающих долговечность деталей машин: Мат-лы Международн. Научно-техн. конф., Волгоград, 1996, с. 95-97. 3. Благодарный В.М., Ильющенко А.Ф.,

Оковитый В.А. Технология производства порошков из стружки цветных металлов для нанесения антифрикционных покрытий // Ресурсосберегающие технологии в сварочном производстве: тез. Докл. Международн. Научно-техн. конф., Могилев, 1998, с. 30. 4. Ильющенко А.Ф., Оковитый В.А., Благодарный В.М., Шелег П.А. Плазменные покрытия из порошков, полученных из отходов металлообработки // Пленки и покрытия '98: Тр. 5-й Международн. Конф., С-Петербург, 1998, с.42-44.

КОНСТРУКЦИИ ЗАХВАТНЫХ УСТРОЙСТВ (ЗУ) ПРОМЫШЛЕННЫХ РОБОТОВ ДЛЯ ФЛАНЦЕВЫХ ДЕТАЛЕЙ И ВАЛОВ

Богачик Л., Благодарный В., Кмец Я., Павленко С.
(ФПТ ТУ, Прешов, Словакия)

The contribution deals with construction arrangement of industrial robots for grasping flange and shaft parts.

Захватывающее устройство / 1 / промышленного робота для захвата фланцевых деталей (рис.1) снабжено тремя захватами, обеспечивающими контакт в трех точках, то есть мы получаем классический вариант статически определимой системы. Для обеспечения центрирования необходимо, чтобы все захваты ЗУ двигались одновременно и синхронно / 2,3 /. В конструкции, показанной на рис.1, 2, 3 это требование выдержано. На рис. 1 в аксонометрии показана конструкция ЗУ. ЗУ состоит из корпуса 10, в котором двигаются два плунжера, закрепленные на штоке 6. На штоке 6 с двух сторон нарезаны зубья. С одной стороны шток 6 зацепляется с зубчатым колесом 2, с другой стороны он находится в зацеплении с приводным зубчатым колесом 1. Оба колеса имеют опоры 14, встроенные в корпус 10 и закрытые крышками 13 (рис.2).

Приводное колесо, сидящее на валу 9 с опорами 15, соединено с центральным распределительным колесом 3, на котором нарезаны косые зубья (рис.1). Приводное колесо 1 получает движение от внешнего источника энергии (механического, гидравлического или пневматического). Центральное распределительное колесо 3 зацепляется с сателлитами 4, которые в свою очередь находятся в зацеплении с косозубыми рейками 5 (рис.1). Зубчатые рейки 5 передвигаются в направляющих 16 ротора 11 (рис.2). Ротор 11 соединен с верхней крышкой 22 ЗУ упруго через стержни 18 с коническими головками, на которые опираются пружины сжатия 19, находящиеся во втулках 17, установленных плотно в крышке 22. Зазор между верхней крышкой 22 и ротором 11 защищен уплотнением 21.

Работает ЗУ следующим образом. От внешнего источника энергии

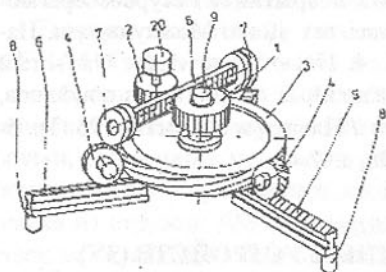


Рис. 1. Общий вид захватывающего устройства для фланцевых деталей

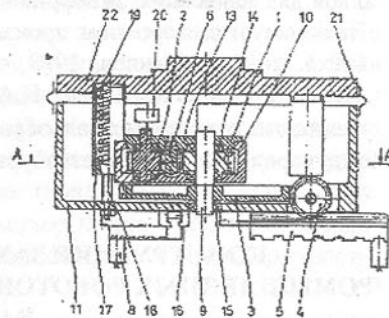


Рис. 2. Захватывающее устройство в разрезе

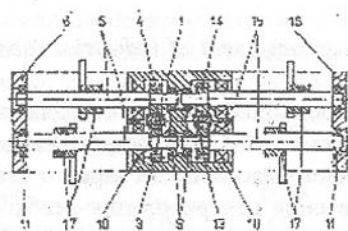


Рис. 3. Вид захватывающего устройства в сечении по плоскости А-А

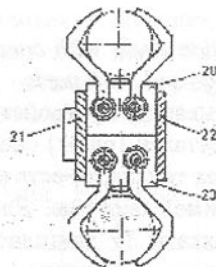


Рис. 4. Сдвоенное захватывающее устройство для фланцевых деталей.

через отверстия в крышках 12 (рис.3) происходит перемещение плунжеров 7 и соответственно штока 6, который при своем движении начинает вращать зубчатое колесо 2 и приводное зубчатое колесо 1. Угол закручивания колеса 2 фиксируется датчиком 20. Приводное колесо 1, установленное на валу 9, поворачивает центральное распределительное колесо 3. С помощью сателлитов 4 осуществляется движение зубчатых реек 5, на концах которых закреплены захваты 8. Эти захваты обеспечивают базирование фланцевых деталей по внешнему или по внутреннему контуру. С помощью пружин 19, стержней 18 с коническими головками, установленных во втулках 17, производится автоматически регулировка и установка детали в плоскости, параллельной крышке ротора, и соосности детали при транспортировке и установке ее на обрабатывающий станок.

Соединение двух аналогичных ЗУ (рис.4) позволяет производить захват деталей с двух сторон, тем самым, повышая эффективность работы

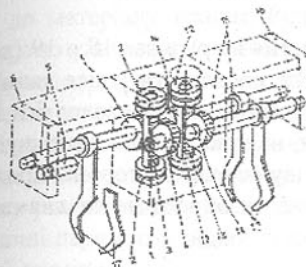


Рис. 5. Общий вид захватывающего устройства для валов

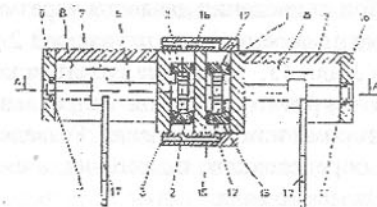


Рис. 6. Захватывающее устройство для валов разрезе

робота.

На рис. 5, 6, 7 и 8 представлена конструкция ЗУ для валов / 4 /. В центральном корпусе 1 (рис.5) выполнены две одинаковые полости, в которых передвигаются плунжеры 2 со штоками 3. Последние снабжены с двух сторон зубчатыми рейками, которые находятся в зацеплении с зубчатыми колесами 4, сидящими на валах 5. Валы 5 вращаются в подшипниках 9 и 10, вмонтированных в корпусе 1 (рис.6), а концы соответственно в подшипниках, вмонтированных в боковых платах 6 и 16. Боковые платы 6 и 16 скреплены с центральным корпусом 1 верхней платой 7 и задней 8.

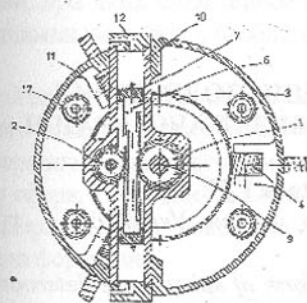


Рис. 7. Вид захватывающего устройства в сечении плоскостью А-А

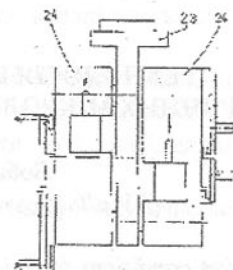


Рис. 8. Сдвоенное захватывающее устройство для валов

(рис.7). Разведение щупальцев захватов происходит путем подачи давления через отверстия в верхней крышке 18, а сведение их путем подачи да-

лення в отверстия в нижней крышке 19. Щупальца 17 закреплены на валах 5 и 15. Из двух ЗУ посредством плат 21 и 22 можно получить двойное ЗУ, которое изображено на рис.8.

При подведении давления через отверстия в крышках 18 и 19 (рис.6) происходит перемещение плунжеров 2 или 12, соответствующее движение штоков 3 или 13, вращение зубчатых колес 4 и 14 (рис.7) и валов 5 и 15 во взаимном противоположном направлении и, наконец, разведение щупальцев в стороны или их сведение. Разведение щупальцев в стороны происходит до определенного положения, а сведение их определяется диаметром захватываемого вала.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Представленные конструкции ЗУ промышленных роботов обладают достаточной точностью и надежностью, так как имеют в своем составе довольно простые в исполнении детали. Эти конструкции могут найти применение не только в промышленных роботах, но и в других машинах и устройствах, где требуется точное и надежное транспортирование деталей к определенным местам обработки или сборки.

Список литературы: 1. Boháčik L. Chapadlo pre priruby. Autorske osvedčenie. CS 267095 B1/1990. 2. Kolibal Z., Kadlec Z. Robotické rekonstrukcie // Konferencia „Robtech 99“ SF TU Košice, 10-11.11.1999. 3. Kolibal Z. The adept ability of the End Effect's of Industrial robots // Machine Tools Automation and Robotics in Mechanical Engineering, MATARCVUT, Praha, 1996. 4. Boháčik L. Chapadlo pre hriadele. Autorske osvedčenie CS 267096 B1/1991.

ТЕХНОЛОГІЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ПОЛІМЕРНИХ СФЕРИЧНИХ МІКРОЛІНЗ МЕТОДОМ ЛЕЖАЧОЇ КРАПЛІ

Бобицький Я.В., Лаба Г.П.

(ДУ «Львівська Політехніка», м.Львів, Україна)

The formation conditions for microlenses with form of spheric are determined. The analytic dependence between vulume and curvature of liquid lens free surface is established.

Об'єктом наших досліджень є полімерні мікролінзи, які виготовляються шляхом полімеризації лежачої краплі рідкої композиції епоксикарлату на твердій горизонтальній підкладці. Такий спосіб, так званий метод лежачої краплі, в порівнянні з іншими має велику перевагу: з краплею контактує лише підкладка, виготовлення якої не вимагає великих зусиль.

Шлях формування таких елементів наступний. Краплину рідкої композиції капаємо на відполіровану горизонтальну підкладку, поверхня якої антиадгезивна до матеріалу краплі. Рідку лінзу в стані динамічної рівноваги, опромінюємо ультрафіолетовим світлом від ртутно-кварцової лампи. Внаслідок фотополімеризації вона твердне. Очевидно, що форма полімерної лінзи цілком залежить від форми рідкої краплі.

В даній статті описані чинники, які формують у сферичний сегмент краплю рідини і пропонується за теорією капілярності аналітичний вираз для опису рівноважної краплі на горизонтальній підкладці, який пов'язує геометричні параметри рідкої лінзи з характеристиками процесів, які формують ці розміри.

Рідка лінза, сидючи на твердій горизонтальній поверхні, формується за рахунок поверхневого натягу рідини при обмеженому змоченні підкладки. Оскільки крапля, зрозуміло, знаходиться в гравітаційному полі, то сферична поверхня, утворена внаслідок дії поверхневого натягу, деформується. Такий фактор негативно впливає на оптичну якість мікролінзи, оскільки відхилення опуклої поверхні від сферичності приводять до фазових спотворень ходу променів через мікролінзу. Однак, існують методи, з допомогою яких крапля не відчуває впливу гравітаційного поля. Наприклад, сферична форма краплі в досліді Плато [1] є наслідком рівності густини речовини краплі і середовища. В такому разі сила тяжіння, яка діє на краплю, виявляється рівною виштовхувальній силі. Саме тому крапля не розплющується і її форма визначається тільки прагненням до зменшення поверхневої енергії на границі краплі – середовища. Плато поставив краплю в умови, при яких вона опиняється ніби-то в невагомості, в умови, коли чітко проявилася одна з особливостей поведінки краплі в істинній невагомості.

Тепер розглянемо рідку лінзу, сидячу на горизонтальній поверхні твердого тіла. І в цьому випадку форма краплі може виявитися близькою до сферичної. Для цього порівняємо два тиски: той, який надає краплі форму сфери, і той, який її розплющує.

Перший тиск – капілярний або лапласівський, – визначається добре відомою формулою

$$P_n = \frac{2\gamma}{R} \sim \frac{1}{R} \quad (1)$$

де γ – поверхневий натяг, R – радіус краплі.

Тепер про тиск, який розплющує краплю – гравітаційний. Величина цього тиску, рівна відношенню сили тяжіння краплі, маса якої m , до площі контакту між краплею і твердою поверхнею

$$P_g = \frac{mg}{\pi r^2} \quad (2)$$

де g – прискорення сили тяжіння, r – радіус площі контакту, круга, між краплею і твердою поверхнею.

Оскільки крапля займає об'єм сегмента з радіусом кривизни R , то маса виражається як

$$m = \pi \rho h^2 \left(R - \frac{h}{3} \right) \quad (3)$$

де ρ – густина речовини, з якої вона складається, h – висота сегмента.

Тоді

$$P_g = \frac{\rho g h^2}{r^2} \left(R - \frac{h}{3} \right) \sim R \quad (4)$$

З рівнянь (1) і (4) бачимо, що із зменшенням краплі P_s росте, а P_g зменшується, і, як наслідок, повинен бути такий розмір краплі, нижче якого P_s буде перевищувати P_g . І якщо $P_s \gg P_g$, форма краплі повинна підпорядковуватися тиску P_s , тобто стати майже сферичною. Інакше кажучи: гравітаційний тиск, викликаний умовами вагомості, настільки малий в порівнянні з лапласівським, що крапля поводить себе так, ніби вона знаходиться в невагомості.

Приведені міркування можуть повністю втратити смисл, якщо сили поверхневого натягу на границі краплі – тверда поверхня розтягнуть її і змусять розтектися тонким шаром. Для утворення опуклої поверхні контактний кут θ повинен задовольняти, умову обмеженого змочення, тобто бути в межах $0 < \theta < \frac{\pi}{2}$.

Зрозуміло, що проблема такої краплі відноситься до питань теорії поверхневих явищ, за якою вільна поверхня рідкої лінзи описується співвідношенням [2]

$$\gamma_{12} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) = \Delta P_0 + (\rho_1 - \rho_2) g z \quad (5)$$

де z – координата, ΔP_0 – різниця тисків на вибраному нульовому рівні, ρ_1 і ρ_2 – густини речовин, які стикаються, γ_{12} – поверхневий натяг вільної поверхні краплі, R_1 і R_2 – радіуси кривизни головних перерізів краплі.

Таке рівняння описує викривлення вільної поверхні рідкої лінзи під впливом гравітаційних і капілярних сил.

І.С. Громека запропонував особливу точку зору на теорію поверхневих явищ, основу на механічних принципах. Розглянемо один з наслідків основного рівняння капілярності, що стосується сидячої рідкої краплі на горизонтальній поверхні твердого тіла, оточеної іншою рідиною. Оскільки

система знаходиться в гравітаційному полі, то рівняння для об'єму краплі має наступний вигляд [3]

$$g(\rho_1 - \rho_2)V = \gamma_{12}(B\Omega - L\sin\theta) \quad (6)$$

де V – об'єм краплі; B і Ω – відповідно кривизна і площа площини дотику краплі з твердим тілом; L – довжина контуру краплі на поверхні твердого тіла; θ – кут дотику краплі з твердим тілом.

При умові, що така крапля є тілом обертання, цілком очевидні наступні співвідношення

$$B = \frac{1}{R} + \frac{\sin\theta}{r}, \quad \Omega = \pi r^2, \quad L = 2\pi r \quad (7)$$

де R – радіус кривизни меридіонального перерізу краплі, r – радіус площини дотику краплі з підкладкою.

Враховуючи (7), (6) перепишемо наступним чином

$$g(\rho_1 - \rho_2)V = \gamma_{12} \left(\frac{\pi r^2}{R} + \pi r \sin\theta \right) \quad (8)$$

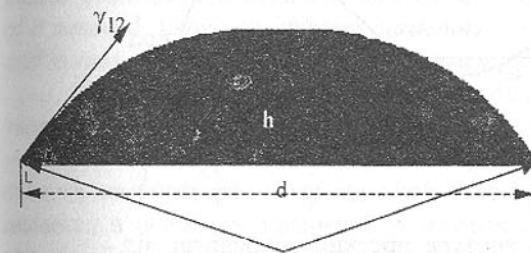


Рис.1.Зображення рідкої краплі.

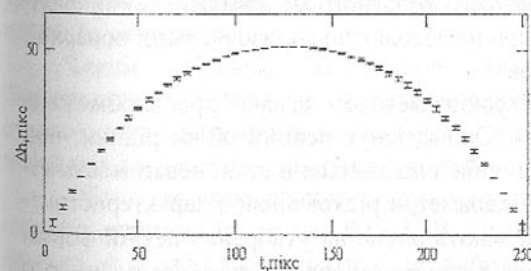


Рис.2. Відхилення контура проекції мікролінзи від сферичності.

Така залежність встановлює зв'язок між основними геометричними параметрами краплі і основними характеристиками фізичних процесів, які утворюють ці параметри.

Для дослідження крапель користуємося профільними знімками, сфотографованими з допомогою ПЗЗ-камери. Маючи двохмірну проекцію краплі (рис.1), можемо з допомогою відповідного програмного забезпечення розрахувати характерні величини. Таким чином, існує можливість встановити той оптимальний об'єм, при якому формується якісний оптичний елемент.

Дослідження мікролінз підтверджують теорію, оскільки мікролінзи з діаметром порядку 6 мм дають дуже розмите зображення. Мікролінзи з діаметром порядку 3 мм

дають зображення, однак такі елементи абераційні і роздільна здатність складає порядку 20 нгт/мм. На рис.2 показано різницю Δh між отриманим контуром і сферичним в експериментальних точках для мікролінзи з діаметром 3,3 мм.

Для кращої наочності ті самі результати з врахуванням масштабу представляємо на рис.3. Бачимо, що кривизна поверхні співпадає з сферичною лише в чотирьох точках (перетин з віссю x). Це означає, що контур зображення мікролінзи має швидше еліптичну кривизну, тобто опукла поверхня мікролінзи дещо сплюснута. Однак, такий результат спричинений, окрім впливу гравітації, недостатньою роздільною здатністю цифрової камери. Відхилення від сферичності на початку і вкінці графіка викликане поверхневим натягом на периметрі змочення краплею поверхні підкладки. Крім того очевидна певна антисиметричність контуру, яка ви-

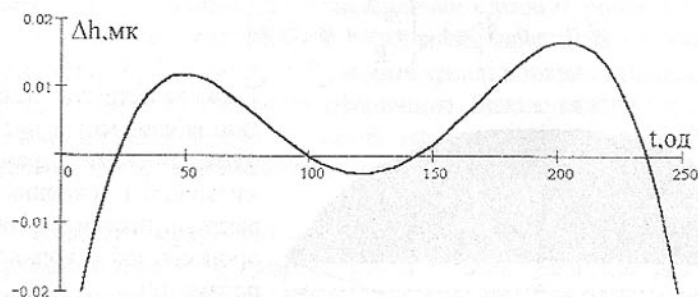


Рис.3. Відхилення контуру проекції мікролінзи від сферичності з врахуванням масштабу.

ражається в більшій амплітуді другого додатного максимуму. Такий факт, пов'язаний із стіканням рідини при не абсолютно горизонтальній поверхні, на якій виготовляється мікролінза.

Технологія формування мікролінз методом лежачої краплі обмежена через вплив гравітаційного поля. Однак, існує певний об'єм рідини, при якому рідка лінза поводить себе так ніби знаходиться в стані невагомості. Рівняння (8) пов'язує геометричні параметри рідкої лінзи з характеристиками фізичних явищ θ , γ_{12} , і g , які мають вплив на утворення певної форми мікролінзи і тим самим визначає фактори створення якісного оптичного елементу.

Такі мікролінзи можуть бути використані в системі з напівпровідниковим діодом для підвищення ефективності і для формування діаграми випромінювання.

Список літератури: 1. Гегузин Я.Е., Капля. – М.: Наука. 1977.- 176 с. 2. Щербаков Л.М. Физика поверхностей. – Калинин: КГУ. 1977.- 80с. 3. Громека И.С. Очерк теории капиллярности явлений. Теория поверхностного сцепления/Собрание сочинений. – М.: Изд-во АН СССР. 1952.- С.27-75.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ УДАРНОЙ ПРОЧНОСТИ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ГТД

Богуслаев В.А., Пухальская Г.В., Жуков В.Б.,
Рубель О.В., Левитин В.В.

("ОАО Мотор Сич", ЗГТУ, ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье, Украина)

The outcomes of research of different finishing methods of handling on impact strength of titanium compressor blades are reduced. Is established, that the application of ultrasonic hardening does not influence impact strength of blades. The application of a soft bake out after hardening destabilizes properties of a material. Usage pneumoshot hardening allows to increase impact strength and to save stability of properties of a surface stratum.

Лопатки осевого компрессора являются первыми вращающимися деталями, которые соударяются с инородным телом, попавшим во входное устройство газотурбинного двигателя (ГТД). Большая чувствительность осевого компрессора к повреждениям от попадания посторонних тел определяется в основном наличием у лопаток тонких входных и выходных кромок. Лопатки изготовлены из титановых сплавов, весьма чувствительных к концентрации напряжений, поэтому импульсный удар приводит к разрушению или повреждениям в виде сколов и вырывов, увеличивающих уровень локальных вибронапряжений, что повышает вероятность их усталостного разрушения.

Таким образом, актуальной является задача обеспечения благоприятного сочетания свойств поверхностного слоя пера лопаток отделочно-упрочняющими методами для повышения их несущей способности при соударении с инородными телами.

Объектом исследования служили лопатки III-й ступени компрессора низкого давления из сплава ВТ3-1. В качестве конкурирующих методов финишной обработки рассматривали: виброполирование (ВП), упрочнение шариками в ультразвуковом поле [1] (ВП+УЗУ), пневмодробеструйное упрочнение шариками [2] (ВП+ПДУ) и УЗУ с последующим низкотемпературным отпуском в вакууме при 590 °С (ВП+УЗУ+О).

Испытания проводились при нормальной температуре на специальном копре (рис. 1). Образец 1 (лопатку) устанавливали в захват 2, укрепленный на станине 3. Удар производили в прикомлеву область лопатки (сечение A_1-A_1) со стороны корыта бойком 4, закрепленным на стойке 5. При этом масса бойка и угол его отклонения от вертикали были постоянны и составляли $m=4$ кг и $\psi=90^\circ$ соответственно. При испытаниях визуально по нанесенной на стойке шкале фиксировалась накопленная пластическая деформация по углу изгиба ϕ после каждого удара до разрушения. Моментом разрушения считали удар, после которого перо и замок лопатки полностью разделялись. Характер разрушения лопаток под действием ударного силового воздействия аналогичен разрушению образцов при испытаниях на ударный изгиб. Так как работа деформации пропорциональна углу изгиба образца ϕ . Значения угла изгиба лопаток представлены в табл. 1 и на рис. 2. В табл. 2-5 представлены результаты статистического анализа полученных результатов.

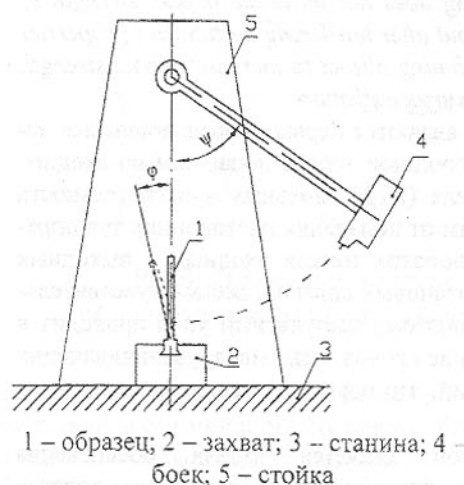


Рис. 1. Схема маятникового копра для испытаний лопаток на удар.

ния (УЗУ или ПДУ) значительно выше, чем после виброполирования и отпуска после УЗУ (см. табл. 3). При этом (см. рис. 2,а) энергоёмкость разрушения лопаток после виброполирования также оказалась значительно ниже.

Статистический анализ результатов испытаний на удар показал, что обработка УЗУ и ПДУ практически не оказывает влияния на накопленную пластичность: среднее значение угла ϕ через 4 удара и рассеивание этого параметра (см. табл. 2). Применение отпуска после УЗУ снижает накопленную пластичность в 1,5 раза и увеличивает ее рассеивание в 3 раза, что свидетельствует о нарушении стабильности свойств материала. Следует отметить, что число ударов, необходимое для разрушения лопатки с вероятностью 90% после упрочне-

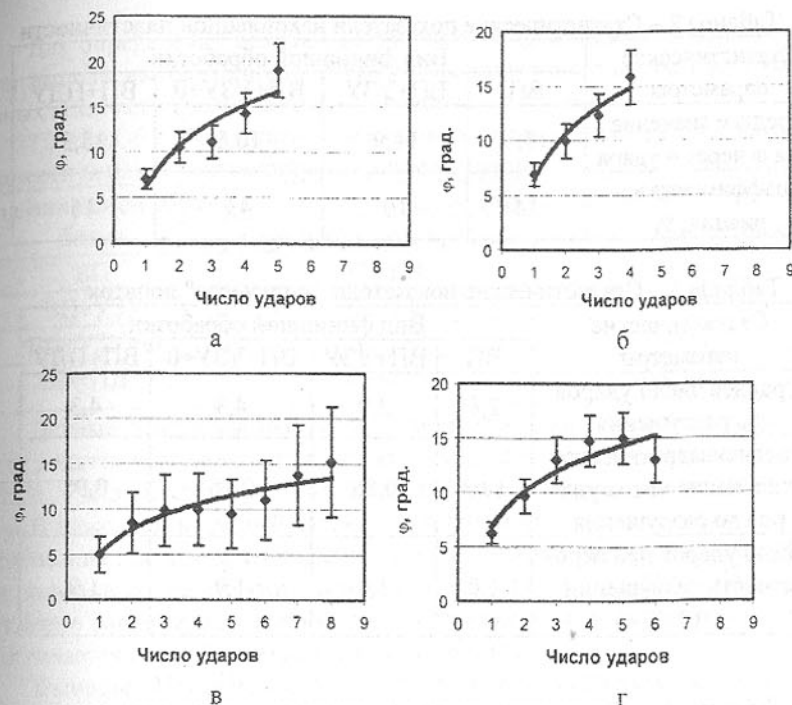


Рис. 2. Зависимости угла изгиба лопаток ϕ от числа ударов: а - ВП; б - ВП+УЗУ; в - ВП+УЗУ+О; г - ВП+ПДУ.

Оценка "живучести" (числа ударов до разрушения) показывает, что УЗУ не оказывает заметного влияния на "живучесть" лопаток (см. табл. 3). Применение отпуска после УЗУ приводит к одновременному увеличению "живучести" в 1,5 раза и ее рассеиванию в 2,2 раза. Применение ПДУ также обеспечивает повышение "живучести" в 2,2 раза и при этом не ухудшает стабильности свойств материала.

Использование статистических критериев для оценки значимости наблюдаемых изменений параметров показывает, что лишь при ПДУ происходит значимое повышение "живучести" лопаток (см. табл. 4). Для остальных технологических вариантов наблюдаемое отклонение среднего числа ударов до разрушения от исходного значения обусловлено влиянием случайных факторов, сопровождающих выборку. Проверка значимости наблюдаемого рассеивания числа ударов до разрушения показала, что значимым можно считать лишь увеличение дисперсии этого параметра в случае ВП+УЗУ+О (табл. 5). В остальных случаях отклонение дисперсии от исходного технологического варианта (ВП) является случайным.

Таблица 2 – Статистические показатели накопленной пластичности

Статистические параметры	Вид финишной обработки			
	ВП	ВП+УЗУ	ВП+УЗУ+0	ВП+ПДУ
Среднее значение угла ϕ через 4 удара	15,2	14,9	10,6	13,3
Коэффициент вариации, %	14	10	43	16

Таблица 3 – Статистические показатели "живучести" лопаток

Статистические параметры	Вид финишной обработки			
	ВП	ВП+УЗУ	ВП+УЗУ+0	ВП+ПДУ
Среднее число ударов до разрушения	2,8	2,9	4,3	4,3
Среднеквадратическое отклонение числа ударов до разрушения	1,03	0,88	2,26	0,95
Число ударов при вероятности разрушений 10%	1,0	1,0	1,9	1,9

Таблица 4 – Результаты проверки гипотезы значимости смещения центра распределения среднего числа ударов до разрушения

Статистические параметры	Вид финишной обработки			
	ВП	ВП+УЗУ	ВП+УЗУ+0	ВП+ПДУ
Значение t-критерия	–	0,1	0,7	1,6
Критическое значение t-критерия	1,6			
Значимость	исходн.	нет	нет	да

Таблица 5 – Результаты проверки гипотезы о равенстве дисперсии числа ударов до разрушения

Статистические параметры	Вид финишной обработки			
	ВП	ВП+УЗУ	ВП+УЗУ+0	ВП+ПДУ
Значение F-критерия	–	1,4	4,8	1,2
Табличное значение F-критерия	3,18			
Число степеней свободы	–	9		
Значимость	исходн.	нет	да	нет

Для определения величин остаточных напряжений на поверхности были выполнены рентгеноструктурные исследования лопаток после различных технологических вариантов обработки (табл. 6).

Таблица 6 – Результаты измерения остаточных напряжений на поверхности лопаток рентгеноструктурным методом

Вид финишной обработки	Макронапряжения σ , МПа	
	в средней части профиля	в зоне входной кромки
ВП	-531±24	-521±16
ВП+УЗУ	-757±1	-447±3
ВП+УЗУ+0	-146±84	-38±17
ВП+ПДУ	-688±76	-605±15

Данные рентгеновских исследований макронапряжений на поверхности лопаток косвенно подтверждают результаты испытаний на удар. Так из табл. 6 видно, что после УЗУ величины макронапряжений на кромке в 1,7 раза ниже, чем в средней части пера лопатки. Это вызвано проведением полирования кромки для придания ей необходимой геометрии, нарушенной прямыми соударениями с шариками при упрочнении. ПДУ обеспечивает более равномерное напряженное состояние пера лопатки, чем выгодно отличается от других технологических вариантов.

Выводы. Применение УЗУ не оказывает значимого влияния на ударную прочность лопаток, прошедших виброполирование.

Проведение дополнительного отжига после УЗУ приводит к увеличению рассеивания "живучести" лопаток в 2,2 раза, что свидетельствует о дестабилизации свойств материала.

Использование в качестве упрочняющей обработки ПДУ повышает "живучесть" лопаток в 1,5 раза, не ухудшая при этом стабильность свойств материала.

Список источников: 1. А.с. 456704 СССР. Способ упрочнения деталей / И.А. Стебельков – Опубл. 1975. Бюл. № 2. 2. Исследование напряженно-деформированного состояния лопаток компрессора Жеманюк П.Д., Ольшанецкий В.Е., Степанова Л.П. и др. // Придніпровський науковий вісник. Технічні науки. - 1997. - № 45 (частина II). - С. 25-39.

ВЛИЯНИЕ НАСЛЕДСТВЕННОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ НА НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ЛОПАТОК ЦЕНТРОБЕЖНОГО КОЛЕСА КОМПРЕССОРА

Богуслав В.А., Яценко В.К., Леховицер В.А., Павленко Д.В.
(ОАО "Мотор Сич", ЗГТУ, г. Запорожье, Украина)

The article deals with the problem of stress intensity of the compressor centrifugal blades. The magnitude and distribution of the residual stresses after different kinds of machining are presented. The investigations of micro stresses of the surface layer of centrifugal blades are executed.

Исследования причин разрушения лопаток центробежного колеса компрессора (ЦБК) проведенные в работе [1] показали, что зарождение и развитие усталостных трещин происходит вследствие неблагоприятного напряженного состояния поверхности пера лопаток. Согласно результатам, полученным в работе [1] на поверхности лопаток ЦБК, изготовленного из никелевого жаропрочного сплава ЭК79ИД, присутствуют неблагоприятные растягивающие остаточные напряжения величиной 400-500 МПа.

Проведенные дополнительные исследования источников наведения остаточных напряжений и распределения их в поверхностном слое материала, включали в себя рассмотрение системы микро- и макронапряжений. В системе макронапряжений поверхность считается областью с низким пределом текучести. Микронапряжения определяются пределом текучести данного участка образца, зависящим от ориентации зерна относительно оси деформации и механизмом деформационного упрочнения, по которому на участках прилегающим к границам зёрен достигаются высокие значения предела текучести.

На рис.1 показано изменение уширения дифракционных линий по длине пера лопатки. Последовательное удаление слоев металла электролитическим полированием позволило определить напряженное состояние на различной глубине от поверхности.

Исследования микронапряжений проведены на рентгеновском дифрактометре ДРОН-3М. Выбор геометрии съемки с углами близкими к 180° позволил исключить влияние блочной структуры материала и инструментальной погрешности на уширение дифракционных линий.

Как видно из рис.1 наиболее дефектной структурой поверхности отличается образец, вырезанный из зоны удаленной от периферии диска на расстояние 35-45 мм, что соответствует зоне зарождения усталостных трещин. Уширение дифракционных линий на поверхности свидетельствует о том, что материал в этой зоне обладает наибольшим уровнем макронапряжений.

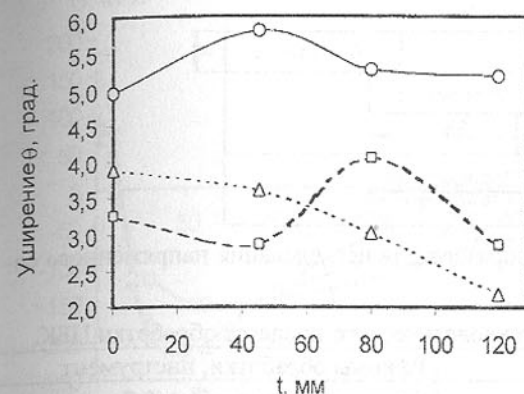


Рис. 1. Изменение уширения дифракционной линии (331) по длине лопатки на различной глубине h : $\bigcirc$ — поверхность пера; Δ — $h=50$ мкм; $\square$ — $h=100$ мкм.

ботки и износа режущего инструмента на конечное напряженное состояние лопаток проведено исследование остаточных макронапряжений по ходу выполнения технологического процесса изготовления ЦБК.

Эксперименты проводились на образцах-свидетелях (рис. 2), вырезанных из ступичной части колеса электроэрозионным методом. Образцы обрабатывались по тому же технологическому процессу, что и лопатки натурного колеса. Геометрия образцов, режимы обработки и режущий инструмент соответствовали технологическому процессу обработки натуральных лопаток ЦБК приведенному в табл. 1.

Износ фрез контролировался по усадке диаметра в контрольных сечениях. Среднее значение износа инструмента на диаметр составляет 0,3 мм, что соответствует 0,18 мм износа зуба по задней поверхности.

Для уменьшения влияния дефектного слоя материала образцов после электроэрозионной вырезки, на результаты экспериментов они подвергались дополнительному шлифованию на шпаловых режимах.

Напряженное состояние материала после каждой операции определялось на трех образцах, которые вырезались электроэрозионным способом из образцов-свидетелей согласно схеме, приведенной на рис. 2. Измерение напряжений выполнено на приборе ПИОН-2, в соответствии с методикой приведенной в работах [3, 4].

Одной из причин появления поверхностных растягивающих напряжений есть их наследственность от операций технологического процесса изготовления ЦБК. Интенсивный износ режущих кромок лезвийного инструмента и нерациональные режимы механической обработки являются основными причинами появления растягивающих остаточных напряжений. Для оценки влияния наследственности операций механической обра-

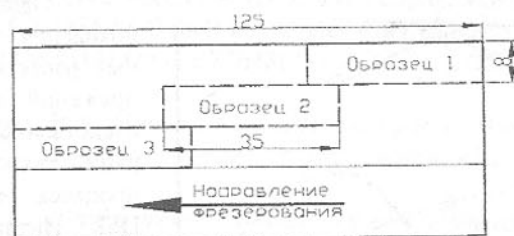


Рис. 2. Схема вырезки образцов для исследования напряженного состояния из образца-свидетеля.

Таблица 1 – Операции технологического процесса обработки ЦБК.

Вид обработки	Режимы обработки, инструмент
Фрезерование (Ф)	фреза концевая $\alpha=6^\circ$; $t=0,2$ мм; $S_{pX}=3,5$ мм/об; $n=630$ об/мин.
Ручное полирование (РП)	абразивная шкурка №4
Высокотемпературный отжиг (ВО)	температура $T=780^\circ\text{C}$; выдержка в печи 5,5ч.
Упрочняющая обработка шариками в ультразвуковом поле (УЗУ)	диаметр шариков 1 мм; время обработки 15 мин.

При измерении остаточных напряжений чувствительность прибора повышалась за счет использования специального удлинителя, прикрепленного к образцу механическим способом.

Распределение остаточных напряжений по сечению образцов в процессе обработки приведено на рис. 3-5.

Из рис. 3 видно, что фрезерование способствует наведению на поверхности образцов неблагоприятных растягивающих остаточных напряжений. Их величина и глубина залегания зависит от степени износа режущих кромок фрезы. Для острозаточенной фрезы напряжения на поверхности лопаток составляют 70-80 МПа. В процессе износа режущих кромок фрезы напряжение на поверхности возрастает, и достигает значения 170 -- 190 МПа. В тоже время, глубина залегания остаточных напряжений уменьшается с 340-350 мкм для острозаточенной фрезы до 200-210 мкм для изношенной. Максимальные сжимающие остаточные напряжения находятся на глубине 40-50 мкм. Их величина изменяется от -150 МПа до -200 МПа соответственно.

После ручного полирования (рис. 4) на поверхности образцов присутствуют остаточные напряжения растяжения, величина которых составляет 450-580 МПа, а средняя глубина залегания 250-270 мкм.

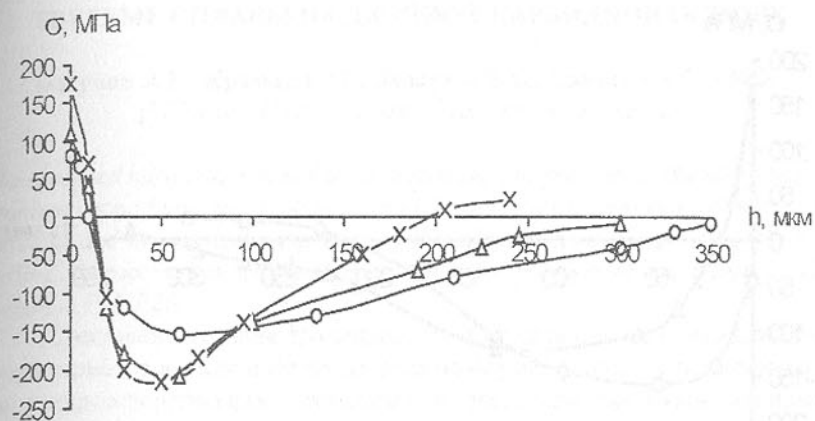


Рис. 3. Распределение остаточных напряжений в образцах после фрезерования: О – образец 1; Δ – образец 2; X – образец 3.

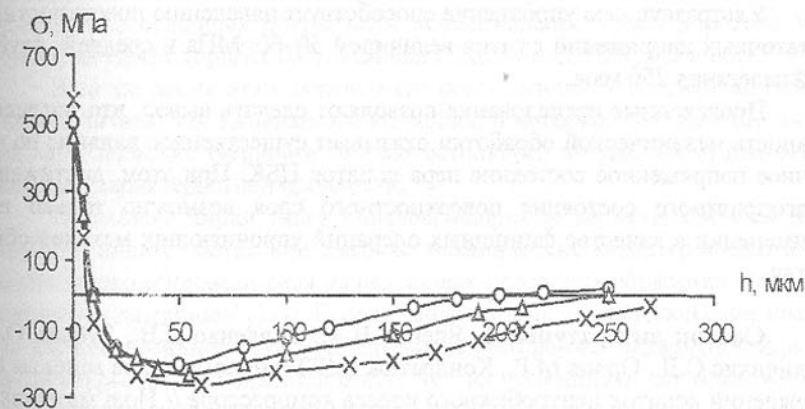


Рис. 4. Распределение остаточных напряжений в образцах после ручного полирования (Ф+РП): О – образец 1; Δ – образец 2; X – образец 3.

Высокотемпературный вакуумный отжиг (рис. 5) не приводит к полной релаксации растягивающих напряжений на поверхности образцов. Их остаточная величина составляет 180-190 МПа, а средняя глубина залегания – 325-330 мкм.

Согласно графикам на рис. 5 упрочняющая обработка оказывает существенное влияние на конечное напряженное состояние пера лопаток. Применение упрочняющих методов обработки способствует наведению благоприятных сжимающих напряжений [2].

Бодрова Л.Г., Крамар Г.М., Лазарюк В.В., Самогальский И.И.
(ГГТУ им. Ивана Пулюя, г. Тернополь, Украина)

The designed hard alloys based on polycarbides are presented. The alloy base is titanium, vanadium and niobium carbides and nickel-chromium binder. The physical and mechanical properties of the alloys are given. Investigations of cutting characteristics was determined that the position of the alloys in ISO system is P15-P25.

Совершенствование традиционных и создание новых твердых сплавов и керметов в настоящее время должно осуществляться с использованием ресурсосберегающих технологий и решением проблемы экономии вольфрама и других дорогих и редких металлов.

Однако, существующие в промышленности марки твердых сплавов не полностью удовлетворяют этому требованию. Высокое качество инструментов из таких сплавов достигается за счет усложнения их состава, нанесения многослойных покрытий и использования, кроме дорогого WC, других, не менее дорогих составляющих TaC, Mo₂C, HfN, Mo и др.

В то же время незаслуженно снизился интерес к сплавам на основе карбида титана, так называемым керметам, в которых при наличии высоких характеристик твердости и износостойкости не удалось существенно повысить характеристики прочности.

Отдельные марки таких сплавов, например керметы системы TiC-Mo₂C-Ni, имеют достаточно высокие механические характеристики и успешно зарекомендовали себя на различных операциях обработки металлов резанием и давлением [1-3]. С появлением новых технологических подходов в формировании структуры материалов (создание градиентной или наноструктуры) можно предположить, что их потенциальные возможности будут существенно расширены.

Известно, что одним из путей повышения прочности таких сплавов является использование поликарбидной основы [2]. Так, путем введения в TiC добавок других карбидов (VC, NbC и др.) можно заметно улучшить характеристики прочности и жаростойкости.

В настоящей работе приведены некоторые результаты исследования микроструктуры, физико-механических и эксплуатационных свойств сплавов на основе карбидов титана, ванадия и ниобия с никель-хромовой цементирующей связкой.

Сплавы для исследований получали традиционным методом порошковой металлургии. Кроме основных технологических операций – приготовления гомогенной смеси карбидов и металлов связки, холодного прес-

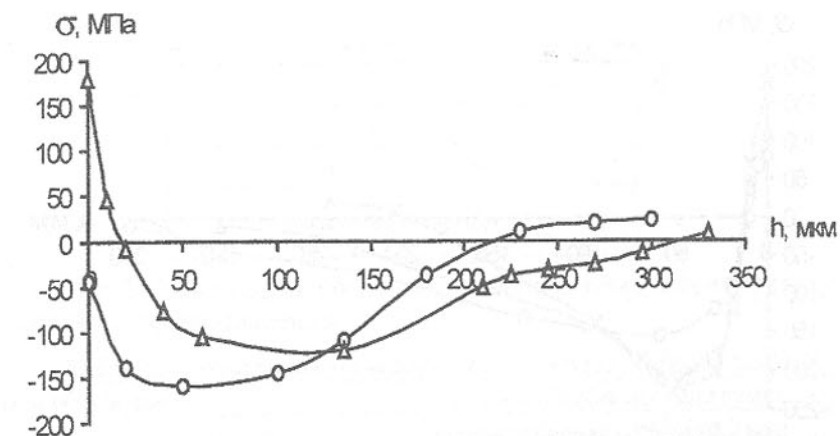


Рис. 5. Распределение остаточных напряжений в образцах после высокотемпературного вакуумного отжига и ультразвукового упрочнения: Δ – (Ф+РП+ВО); О – (Ф+РП+ВО+УЗУ).

Ультразвуковое упрочнение способствует наведению поверхностных остаточных напряжений сжатия величиной 50–60 МПа и средней глубиной залегания 250 мкм.

Проведенные исследования позволяют сделать вывод, что наследственность механической обработки оказывает существенное влияние на конечное напряженное состояние пера лопаток ЦБК. При этом, достижение благоприятного состояния поверхностного слоя возможно только при применении в качестве финишных операций упрочняющих методов обработки.

Список литературы: 1. Яценко В.К., Павленко Д.В., Рубель О.В., Зиличихис С.Д., Орлов М.Р., Кондратюк Э.В. Технологические аспекты повреждений лопаток центробежного колеса компрессора // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. № 1 2000. -с.25-29. 2. Богуслаев В.А., Яценко В.К., Притченко В.Ф., Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД. К: Манускрипт. – 1993. – 323 с. 3. Биргер И.А. Остаточные напряжения. М: Машигиз, 1963. – 262 с. 4. Яценко В.К., Корневский Е.Я. Устойчивость физико-механических характеристик поверхностного слоя сплава ЭИ-437Б при повышенных температурах //Резание и инструмент –вып. 12. 1975. -с.22-31.

сования и спекания сплавов в вакууме, предварительно проводили операцию получения твердого раствора TiC-VC, TiC-NbC.

Основные физико-механические свойства сплавов представлены в табл.1.

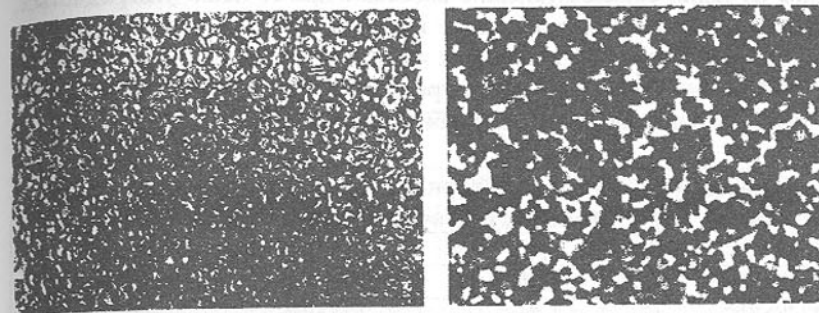
Таблица 1 - Физико-механические свойства сплавов на двойной карбидной основе TiC-VC, TiC-NbC.

Сплав	Плотность, γ , г/см ³	Твердость по Роквеллу, HRA	Предел прочности при изгибе $\sigma_{изг}$, МПа	Предел прочности при сжатии $\sigma_{сж}$, МПа	Коэффициент термического расширения, $\alpha_{\text{ТК}} \cdot 10^{-6}$	Коэффициент теплопроводности λ , Вт/м К	Удельное электросопротивление, $\times 10^{-6}$, Ом м	Теплостойкость, °С	Жаростойкость, °С
TiC-VC	5,1-5,3	8-91,5	1080 - 1200	3350-3800	8,92	12,8	1,76	800	1050 - 1150
TiC-NbC	5,1-5,5	92-93,5	950-1100	3500-3800	9,1	-	-	850	1100

Результаты исследования микроструктуры, проведенные методами металлографического, рентгеновского фазового и микроанализа и рентгенографического анализа и фактографии свидетельствуют об образовании характерной для безвольфрамовых твердых сплавов кольцевой структуры (рис.1).

Карбидные зерна неоднородны по сечению и имеют сердцевину, состоящую из карбида титана или двойных карбидов титана и ванадия или титана и ниобия, и периферийный слой, представляющий собой сложный раствор карбидов (Ti, V, Cr)C, (Ti, Nb, Cr)C.

Предварительные исследования показали, что толщина слоя изменяется в зависимости от состава сплавов и параметров процесса спекания. Ее влияние на механические свойства сплавов в значительной мере зависят от дисперсности структуры. При среднем размере карбидных зерен 0,5 мкм она оказывает положительное влияние на прочностные характеристики и износостойкость сплавов. Аналогичное влияние промежуточного слоя на механические свойства в сплавах системы TiC- Mo₂C-Ni описано в работе [4].



а)

б)

Рис. 1. Микроструктура сплавов на основе TiC-VC (а) и TiC-NbC (б)

Микроанализ рентгеновского спектра показал, что в процессе спекания происходит частичное перераспределение титана из карбидной фазы в связку (до 7%). Хром рентгенографически обнаружен в виде собственных карбидов и в составе связки. Связка представляет собой однородный твердый раствор Cr, Ti, небольших количеств V или Nb и Fe (технологической примеси) в никеле.

Характер разрушения сплавов имеет элементы как хрупкого, так и вязкого рельефа, характерного для микропластического разрушения и непосредственно зависит от количества цементирующей связки.

Исследования жаростойкости сплавов, проведенные методом термогравиметрического анализа в изотермических условиях показали, что они практически не окисляются на воздухе до температуры 1173 К.

Зависимость удельного привеса массы образцов от времени окисления свидетельствуют о высокой устойчивости сплавов к окислению на воздухе (табл. 2). При 1173 К прирост массы не превышает $2-3 \times 10^{-2}$ кг/м² за 3 часа окисления. Более интенсивно процесс окисления протекает начиная с 1223К. Кинетика процесса описывается двухстадийной логарифмической зависимостью и описана в работе [5]. Повышение содержания хрома в связке с 2,5% до 6% (по массе) увеличивает энергию активации процесса, способствуя повышению жаростойкости сплавов [5, 9]. Интенсивное окисление начинается выше температуры 1373 К, поэтому использование их в таких условиях нецелесообразно.

Одной из наиболее перспективных областей применения безвольфрамовых твердых сплавов является обработка металлов резанием. Использование разработанных сплавов в качестве материала режущих инструментов показано их эффективность при обработке ряда конструкционных и инструментальных сталей и чугунов. Некоторые результаты исследования режущих инструментов описаны в работе [6]. Многогранные режущие

пластины из таких сплавов успешно работают при точении углеродистых, кремнистых, шарикоподшипниковых конструкционных сталей, а также ряда инструментальных легированных хромом и вольфрамом сталей.

Таблица 3. - Удельный привес при окислении сплавов на основе карбидов титана и ванадия, титана и ниобия на воздухе при температуре 1273 К

Карбидная основа сплава	Удельный привес при окислении, $\times 10^{-2}$ кг/м ² , сплавов с различным содержанием Ni-Cr связи		
	10	18	24
TiC-VC	9,2	8,6	7,5
TiC-NbC	6,25	5,96	1,94



Рис. 2. Технологическая оснастка и режущий инструмент из твердых сплавов на основе TiC-VC и TiC-NbC: 1 - резец с трехгранной пластиной; 2 - дисковые ножи, дюзы для калибровки вольфрамовой спирали; 3 - вставки матриц вырубных штампов; 4 - многогранные непереключаемые пластины; 5 - вставки матриц вытяжных штампов; 6 - волоки.

Оптимальное содержание цементирующей связи было определено примерно как 10% (по массе). Сплавы с большим содержанием связи характеризуются меньшим сопротивлением режущей кромки пластической деформации и соответственно меньшим периодом стойкости.

По эксплуатационным характеристикам в условиях чистового и полустачечного точения и умеренных динамических нагрузок они не уступают отечественным сплавам Т15К6 (WC-15TiC-Co) и ТН-20 (TiC+20NiMo). Установлено, что интенсивность износа пластин при резании непосредственно зависит от технологического процесса получения сплавов. Износ пластин, полученных по технологии, включающей операцию предварительного получения сложного твердого раствора TiC-VC, примерно в 3 раза ниже, чем у пластин, полученных обычным методом.

Например, при величине износа пластин по задней поверхности 0,7 мм продолжительность работы пластин составила 100, 36 и 27,5 мин. для сплавов на основе карбидов титана и ванадия TiC-VC с содержанием связи 10, 18 и 24% (по массе) соответственно.

Оптимальное содержание цементирующей связи было определено примерно как 10% (по массе). Сплавы с большим содержанием связи характеризуются меньшим сопротивлением режущей кромки пластической деформации и соответственно меньшим периодом стойкости.

Режущий инструмент и элементы технологической оснастки, изготовленные из сплавов на основе TiC-VC и TiC-NbC представлены на рис. 2.

Исследования режущих свойств разработанных сплавов позволили определить их положение в системе ISO, как P10...P25.

Список литературы: 1. D.Moskowitz and H.Humenic, Effect of binder phase on the properties of TiC -22.5Ni-Mo₂C_x tool materials. Inter.J.of Powd. Met. And Powd. Techn., v.14, N1, P.39-45. 2. Р. Киффер, Ф. Бенезовский. Твердые материалы.-М: Металлургия, 1968. 3. Третьяков В. И. Основы металлургии и технологии производства твердых сплавов. - М.: Металлургия, 1976, 527с. 4. Жилиев В. А., Патраков Е. И. Влияние способа получения сплава TiC-Ni-Mo на особенности формирования его состава и микроструктуры // Порошковая металлургия. - 1989. - № 8. - С. 47-53. 5. Bodrova L., Bodrov V. and Kramar G. High-temperature oxidation of tungsten-free hard alloys based on titanium and vanadium carbides// Proc. of 5th European Conference on Advanced Materials, Processes and Applications "Euromat-97".- Maastricht (Netherland).-1997, vol.1.-P. 195-198. 6. Bodrova L. Carbide Titanium and Vanadium Alloys for Cutting Tools // Proc. of 1998 Powder Metallurgy World Congress & Exhibition. - Granada (Spain).-1998, -Vol.4.-P.110-114. 7. Bodrova L., Kramar G. The microstructure of Titanium and Vanadium Carbide based Hard Alloys // Proc. Of Europ. Conf. On Advances in Hard Materials Production. -Turin (Italy) -1999. -P. 269-276. 8. Bodrova L., Lazaryuk V., Kramar G. Properties and Composition of the TiC-NbC Based Cemented carbides // Proceeding of 1998 Powder Metallurgy World Congress and Exhibition. - Granada (Spain). - 1988. -Vol.4.- P.105-109. 9. Бодров В.П., Бодрова Л.Г., Лазарюк В.В. Залежність кінетичних характеристик керметів на основі карбідів титану та ніобію від вмісту нікель-хромової зв'язки //Наукові записки ТДПУ ім. І Гнатюка.-2000.-Вип.4-С. 30-34.

ФОРМУВАННЯ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПЛАНІВ ОБРОБКИ НА ОСНОВІ ФУНКЦІОНАЛЬНОГО АНАЛІЗУ

Божидарник В. В., Гусев А. П. (Луцький ДТУ м. Луцьк, Україна)

Is considering an order of creation the geometrical plans of processing complicated details, which is corresponding to standard cycle sequence of processing (SCSP) many -sided machine tools(MM). Are offered a mathematical model of determining the correspondation of SCSP to MM cycles. Are characterized the shape of mathematical matrix model of corresponding SCSP to MM cycles.

Маршрутні технологічні схеми послідовності обробки поверхонь за-сно-вані на використанні геометричних планів обробки (ЦПО), складених із стандартних циклів послідовності обробки. Укладанню геометричних планів обробки передують процес визначення відповідності між розташуванням оброблюваних поверхонь і стандартними циклами послідовності обробки багатопільових верстатів (БВ). Для рішення цього завдання деталей можна представити у вигляді сукупності множини груп оброблюваних поверхонь, однакових за формою і розмірами. Тоді можна записати, що кожний геометричний план обробки $K_j' = (j = 1, 2, \dots)$ перебуває з множини груп оброблюваних поверхонь, тобто

$$3 = (3_1, 3_2, \dots, 3_m) \in D_k,$$

де 3_1 – множина груп внутрішніх циліндричних поверхонь;

3_2 – множини груп плоских поверхонь;

3_3 – множини груп внутрішніх конічних поверхонь;

3_4 – множини груп вікон і виборок;

3_5 – множини груп радіусів заокруглень і фасок;

3_6 – множини груп пазів (Т-подібних, прямокутних, радіальних і т. д.);

D_k – модель форми і взаємного розміщення поверхонь, яка складається з множини конструктивних елементів деталі, при чому $D_k = (A_1, A_2, \dots, A_6)$

$k=1, 2, \dots$. Процес визначення співвідношення розміщення оброблюваних поверхонь циклів послідовності обробки моделюють, використовуючи принцип множини оброблюваних поверхонь і алгоритм групування об'єктів. Припустимо, що множина оброблюваних поверхонь і кожен елемент $A = \{A_1, A_2, \dots, A_6\} \in D_k$ підмножини $f(A_i)$ згруповані навколо відповідних радіусів групування слідує таким чином:

1) по геометричним планам оброблюваних поверхонь $f(K)$;

2) по геометричним формам уніфікованих поверхонь $f(P)$;

3) по наявності до точки числової осі цілих додатніх чисел $f(ЦО)$;

4) по розмірам оброблюваних поверхонь відносно осей координат $X, Y, Z f(R)$;

Тоді можна записати, що є впорядкована множина груп оброблюваних поверхонь $3 = (3_1, 3_2, \dots, 3_m) \in D_k$ корпусної деталі D_k . для кожного елемента множини $3 = (3_1, 3_2, \dots, 3_m)$ слід перевірити, чи знаходяться їх початкові координати на прямій, колі, прямокутнику, чи матриці, тобто рішення задачі конструктивно-технологічної оптимізації.

Конструктивно-технологічна оптимізація на сучасному етапі є складною, багатогранною задачею, рішення якої не можливе без використання ЕОМ у відповідності з цим намітилися три основні тенденції автоматизації оптимізаційних задач: 1) використання інформаційно-пошукових систем (ІПС) для рішення оптимізаційних задач; 2) синтез оптимізаційних

задач по визначеній програмі з елементів, які містяться в пам'яті ЕОМ; 3) оптимальний поділ функцій між людиною і ЕОМ.

Найбільш придатним у даному випадку синтез взаємного розташування оброблюваних поверхонь із використанням алгоритмів, які містяться в пам'яті ЕОМ. Автоматизація рішення оптимізаційних задач передбачає:

Побудова математичної моделі визначення зв'язку між взаємним розташуванням поверхонь і стандартними ЦПО;

розробку алгоритму рішення оптимізаційних задач;

укладання програми рішення завдання на ЕОМ.

Постановка задачі побудови математичної моделі утворення груп функціональних зв'язків як складної системи, вимагає описати з достатнім ступенем вірогідності реальні закономірності, що визначають послідовність, формування уніфікованих схем, що показують розташування поверхонь корпусної деталі на кожному геометричному плані.

Функціональні зв'язки оптимізують по одній критерії, для чого формалізують і кількісно оцінюють побудову уніфікованих схем розташування поверхонь, вибирають критерій оптимізації, а потім будують і вибирають що оптимізуючі алгоритми.

Конструктивними елементами корпусних деталей, оброблюваних на БВ є геометричні плани K і множина поверхонь.

Для побудови математичної моделі утворення функціональних зв'язків введемо наступні позначення:

$Ц_{im}$ – множина траєкторій виходу інструмента (деталі) у вихідну координату поверхонь, розташованих на прямій, колі, матриці і т.д.

A_i – множини конструктивних елементів конструктивно-технологічного ряду деталей, $i = 1, 2, \dots$; a_i – координата вихідної поверхні по осі абсцис;

b_i – координата вихідної поверхні по осі ординат;

O_f – елементарна поверхня;

B_1 – множини прямих, що об'єднували вихідні координати поверхонь, які виражені рівнянням $Ax + By + C = 0$;

B_2 – множина окружностей із вихідними координатами уніфікованих поверхонь, що відповідають рівнянню $(x-a)^2 + (y-b)^2 = R^2$ де R – радіус кола; a і b – координати центру кола; B_3 – множина геометричних фігур типу прямокутника, на периметрі якого розташовуються вихідні координати поверхонь; z, δ – вихідні координати поверхонь; 3_{im} – сукупність множин індексованих, однакових за формою і розмірами поверхонь пазів, вікон, отворів і т.д.).

Введемо також операцію відображення ϕ сукупності схем розташування множини індексованих, однакових за формою і розмірами поверхонь 3_{im} на сукупність множин $Ц_{im}$ – траєкторій виходу інструмента (деталі) у

вихідну координату поверхонь, розташованих по прямій, колу, матриці і т.д. Відображення у Π_{1n} є правило формування функціональних зв'язків, по котрому кожному елементі множини ставиться у відповідність один цілком визначений елемент множини Π_{1m} . Визначення відповідності відносного розташування поверхонь стандартним ЦПО може бути зведене до рішення оптимізаційної задачі. Для цього розглянемо функцію відображення φ упорядкованої множини груп поверхонь у множини стандартних циклів обробки, тобто $(a_i; s_j) \in Z_{1m}; \varphi: Z_{1m} \rightarrow \Pi_{1n}$, де $f(A_i; \Pi_{1n}) \rightarrow D_k$. При такій постановці задачі в якості критерія оптимізації при визначенні в яких умовах групи оброблюваних поверхонь найбільш відповідають стандартним циклам, доцільно прийняти мінімум приведених витрат C .

У цьому випадку запишемо наступні умови й обмеження:

$$\begin{cases} (2 \leq 3_i) \in \Pi_{12} \notin (3_{12} < 2) \\ (9 \leq 3_i) \in \Pi_{34} \notin (3_{12} < 9) \\ (4 \leq 3_i) \in \Pi_{56} \notin (3_{12} < 4) \end{cases} \begin{cases} K_i = \sum_{i=1}^m A_i; \\ \forall_j = \frac{1}{m}; \\ D_k = \sum_{i=1}^g K_i; \end{cases}$$

	Π_1	Π_2	Π_3	Π_4	Π_5	Π_6
3_1	a_{11}	a_{12}	a_{13}	a_{14}	a_{15}	a_{16}
3_2	a_{21}	a_{22}	a_{23}	a_{24}	a_{25}	a_{26}
•	•	•	•	•	•	•
•	•	•	•	•	•	•
•	•	•	•	•	•	•
3_m	a_{m1}	a_{m2}	a_{m3}	a_{m4}	a_{m5}	a_{m6}

Цільова функція

$$E = \{C_1 + f[(6,14 \cdot \lg B) - 3,78] + [t_{EOM} \cdot r_{EOM} + t_{rT}] + E_H \cdot K_1\} - (C_2 + E_H \cdot K_2)$$

Рис. 1. Математична оптимізаційна модель утворення груп функціональних зв'язків

Π_1 - стандартний цикл для обробки поверхонь які розташованих, на прямій;
 Π_2 - стандартний цикл обробки поверхонь, розташованих по колу;
 Π_3 - стандартний цикл обробки поверхонь, розташованих у вигляді матриці;

Π_4 - стандартний цикл виходу інструмента (деталі) у вихідну координату поверхонь, розташованих у вигляді матриць паралельно осям;

Π_5 - стандартний цикл виходу інструмента (деталі) у вихідну координату поверхонь, розташованих у вигляді прямокутника;

Π_6 - стандартний цикл виходу інструмента (деталі) у вихідну координату поверхонь, розташованих у виді прямокутника паралельно осям.

Z_{1m} - множина індексованих, однакових за формою і розмірами поверхонь (отворів, пазів, вікон і т.д.).

Умови й обмеження формують на основі структури ЦПО БВ. Тоді математична оптимізаційна модель утворення груп функціональних зв'язків може бути подана у вигляді, показаному на рис. 1.

При побудові математичної оптимізаційної моделі використані наступні позначення стандартних циклів:

При умові, якщо $3_j \in \Pi_i$, то $a_{ij} = 1$, і a_i - в протилежному випадку і обмеженнях. $\begin{cases} (2 \leq 3_i) \in \Pi_{12} \in (3_{12} < 3) \\ (9 \leq 3_i) \in \Pi_{34} \in (3_{12} < 9) \\ (4 \leq 3_i) \in \Pi_{56} \in (3_{12} < 4) \end{cases}$; Знайти a_{ij} по правилу $3_j \Pi_i$

Розроблена математична модель дозволяє виділити. Оброблювані поверхні, вихідні координати яких розташовані у виді крапок по прямій, колу, прямокутнику, матриці.

ПРОГНОЗУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПРОЦЕСУ РОЗМІРНОЇ ОБРОБКИ ОТВОРІВ ЕЛЕКТРИЧНОЮ ДУГОЮ НА РЕЖИМАХ ПРОШИВАННЯ ТА РОЗТОЧУВАННЯ

Боков В. М., Полова М. І. (КДТУ, м. Кіровоград, Україна)

Mathematical models that control the process of dimensional working of holes in broaching and bore regimes and also predict their technological characteristics are obtain.

В теперішній час електроерозійна обробка отворів знаходить поширення вживання при виготовленні деталей із важкооброблюємих матеріалів, загартованих сталей, твердих сплавів, а також в тому випадку, коли отвір має складну форму перерізу, наприклад, багатогранну, прямокутну тощо.

Одним із самих високопродуктивних методів електроерозійної обробки є спосіб розмірної обробки металів електричною дугою (РОД) [1], який дозволяє неперервно вводити в зону обробки великі потужності сили технологічного струму, а потужний гідродинамічний потік інтенсивно вилучає із міжелектродного зазору (МЕЗ) тверду (металеві частки) та газоподібну фазу продуктів ерозії. Все це разом забезпечує оптимальні умови реалізації процесу обробки отворів.

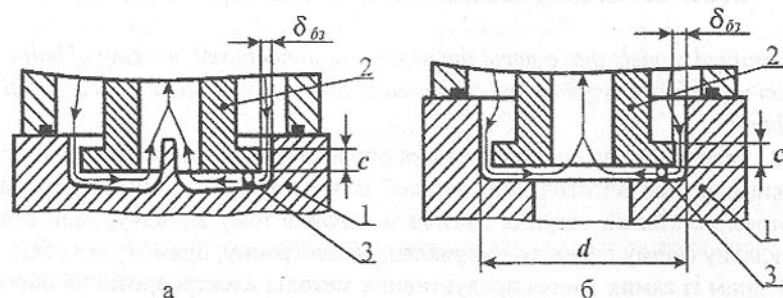
Однак, процес РОД отворів ще не отримав широкого розповсюдження в сучасному машинобудуванні. Однією із причин цього є відсутність ін-

формації про взаємозв'язок технологічних характеристик процесу РОД з факторами, що визначають електричний та гідродинамічний режими обробки, а також геометричні параметри електродів. Останнє не дозволяє ефективно керувати процесом, а також прогнозувати технологічні характеристики при розробці технологічних процесів РОД отворів.

В даній роботі предметом вивчення були такі технологічні характеристики процесу РОД як продуктивність обробки M , мм³/хв; питома продуктивність обробки M_a , мм³/А·хв; питома витрата електроенергії a , кВт·год/кг; зовнішній бічний міжелектродний зазор $\delta_{бз}$, мм; відносний лінійний знос ЕІ γ , %; шорсткість обробленої поверхні R_a , мкм та глибина зони термічного впливу H , мкм.

Електричний режим обробки задавався такими факторами, як сила технологічного струму I , А та напруга на дузі U , В. Гідродинамічний режим – статичним тиском робочої рідини на вході потоку в міжелектродний проміжок (МЕП) P_{cm} , МПа. Геометричні параметри електродів – висотою пояски ЕІ c , мм; площею обробки F , мм² та відносним діаметром технологічного каналу в ЕІ D/d .

Експериментальні дослідження процесу РОД отворів вели на двох режимах обробки: режим прошивання та режим розточування. При прошиванні отвір отримували із суцільної заготовки, а при розточуванні – з попередньо прошитої заготовки. Для обох режимів використовувалася схема формоутворення, що характеризується нерухомою електрод-заготовкою (ЕЗ), поступальним переміщенням ЕІ та способом зворотного однозонного



а - режим прошивання; б - режим розточування;
1 - ЕЗ; 2 - ЕІ; 3 - електрична дуга

Рис.1. Технологічні схеми формоутворення отворів способом РОД

прокачування робочої рідини крізь торцевий МЕЗ (рис. 1).

В роботі застосовувалися математичні методи багатфакторного планування експерименту, зокрема план 2^{6-3} , який передбачає проведення 8

основних дослідів та 4 дослідів в центрі плану для визначення дисперсії дослідів [2].

При прошиванні отворів на зворотній полярності фактори варіювалися в такому діапазоні: $I = 100 \dots 200$ А; $U = 25 \dots 35$ В; $P_{cm} = 0,4 \dots 0,8$ МПа; $F = 314 \dots 1256$ мм²; $c = 2 \dots 20$ мм; $D/d = 1,5 \dots 4$.

При прошиванні отворів на прямій полярності фактори варіювалися в такому діапазоні: $I = 100 \dots 400$ А; $U = 25 \dots 35$ В; $P_{cm} = 0,4 \dots 2$ МПа; $F = 314 \dots 1256$ мм²; $c = 2 \dots 20$ мм; $D/d = 1,5 \dots 4$.

При розточуванні отворів на зворотній полярності фактори варіювалися в такому діапазоні: $I = 30 \dots 60$ А; $U = 25 \dots 35$ В; $P_{cm} = 0,4 \dots 0,8$ МПа; $F = 138 \dots 239$ мм²; $c = 2 \dots 20$ мм; $D/d = 3 \dots 6$.

В результаті експериментальних досліджень отримано математичні моделі наступних технологічних характеристик процесу РОД отворів:

- при прошиванні на зворотній полярності:

$$M = 2297 - 23 \cdot I - 90,7 \cdot U + 0,54 \cdot F - 107 \cdot D/d + 1,15 \cdot IU;$$

$$M_a = 10,95 - 0,125 \cdot I - 0,214 \cdot U + 0,003 \cdot F + 0,004 \cdot IU;$$

$$a = 491 \cdot I^{-0,146} \cdot U^{-0,557} \cdot F^{-0,256} \cdot c^{-0,038};$$

$$\delta_{бз} = 0,097 \cdot P_{cm}^{-0,616} \cdot (D/d)^{0,212};$$

$$\gamma = 3,89 - 0,01 \cdot I - 0,08 \cdot U - 2,75 \cdot P_{cm} - 0,02 \cdot c + 0,28 \cdot D/d + 0,02 I P_{cm};$$

$$R_a = 0,129 \cdot I^{0,524} \cdot P_{cm}^{-1,06} \cdot c^{0,266} \cdot (D/d)^{0,306};$$

$$H = 2,7 \cdot P_{cm}^{-0,816} \cdot c^{0,195} \cdot (D/d)^{0,306}.$$

- при прошиванні на прямій полярності:

$$M = 2248 - 6,04 \cdot I - 67,9 \cdot U - 346,25 \cdot P_{cm} + 1,46 \cdot F + 27,2 \cdot c - 683,2 \cdot D/d + 0,9 \cdot IU;$$

$$M_a = 17,72 - 0,04 \cdot I + 0,03 \cdot U - 1,025 \cdot P_{cm} + 0,002 \cdot F - 2,2 \cdot D/d + 0,002 \cdot IU;$$

$$a = 7,91 \cdot I^{-0,17} \cdot P_{cm}^{0,09} \cdot F^{-0,08} \cdot c^{-0,04} \cdot (D/d)^{0,3};$$

$$\delta_{бз} = 0,0004 \cdot I^{0,16} \cdot U^{0,7} \cdot F^{0,28} \cdot c^{0,24} \cdot (D/d)^{0,4};$$

$$\gamma = 6,77 \cdot P_{cm}^{0,57} \cdot c^{0,37};$$

$$R_a = 0,55 \cdot I^{0,12} \cdot P_{cm}^{-0,2};$$

$$H = 4,36 \cdot I^{0,325} \cdot P_{cm}^{-0,5} \cdot c^{0,355}.$$

- при розточуванні на зворотній полярності:

$$M = -806 + 12,6 \cdot I + 23,85 \cdot U + 523,75 \cdot P_{cm} - 12 \cdot c - 42,2 \cdot D/d;$$

$$M_a = -12,44 + 0,54 \cdot U + 8,5 \cdot P_{cm} - 0,2 \cdot c + 0,78 \cdot D/d;$$

$$a = 63,5 \cdot U^{-0,6} \cdot P_{cm}^{-0,406} \cdot c^{0,152};$$

$$\delta_{бз} = 0,006 \cdot U^{0,486} \cdot P_{cm}^{0,174} \cdot c^{0,172};$$

$$\gamma = -0,59 + 0,06 \cdot I + 0,08 \cdot U + 0,97 \cdot P_{cm} - 0,004 \cdot F - 0,03 \cdot c - 0,09 \cdot D/d - 0,002 \cdot IU;$$

$$R_a = 0,1 \cdot I^{0,545} \cdot U^{1,167} \cdot P_{cm}^{0,319} \cdot F^{-0,4} \cdot c^{0,286} \cdot (D/d)^{0,273};$$

$$H = 0,4 \cdot I^{0,558} \cdot U^{1,195} \cdot P_{cm}^{-0,323} \cdot F^{-0,406} \cdot c^{0,282} \cdot (D/d)^{0,275}.$$

Виявлено головні керуючі фактори, які найбільш впливають на технологічні характеристики процесу РОД отворів:

- при прошиванні на зворотній полярності: M визначається силою технологічного струму і підвищується з його збільшенням; M_a визначається, насамперед, напругою на електродах; на a найбільш впливає площа обробки; $\delta_{бз}$ визначається статичним тиском P_{cm} , із підвищенням якого він зменшується; відносний лінійний знос ЕІ залежить в однаковій мірі від напруги на електродах та відносного діаметру технологічного каналу в ЕІ D/d ; R_a та H визначаються тиском робочої рідини на вході в МЕЗ, із підвищенням якого вони зменшуються. Виявлено суттєвий позитивний вплив на R_a та H висоти пояса на ЕІ, із зменшенням якого вони зменшуються;

- при прошиванні на прямій полярності: продуктивність обробки M , також як і на зворотній полярності, визначається, насамперед, силою технологічного струму; питома продуктивність обробки M_a залежить перш за все від геометричного фактора D/d , із зменшенням якого M_a збільшується. Виявлено суттєвий вплив на M_a факторів I та U ; питома витрата електроенергії a визначається фактором D/d та в меншій ступені силою технологічного струму I ; виявлено суттєву залежність бічного міжелектродного зазору $\delta_{бз}$ від висоти пояса ЕІ c ; відносний лінійний знос ЕІ γ практично в однаковому ступені залежить від факторів P_{cm} та c і зменшуються з їх зменшенням; R_a та H визначаються статичним тиском робочої рідини, із підвищенням якого вони зменшуються.

- при розточуванні на зворотній полярності: продуктивність обробки M , також як і при прошиванні залежить від сили технологічного струму I ; M_a визначається, насамперед, напругою на електродах; на питому витрату електроенергії впливає, перш за все, висота пояса ЕІ c та статичний тиск робочої рідини на вході в МЕЗ P_{cm} ; бічний міжелектродний зазор $\delta_{бз}$, також як і при прошиванні на прямій полярності, визначається висотою пояса ЕІ; виявлено суттєву залежність відносного зносу ЕІ γ від I , c та P_{cm} , причому, із підвищенням сили технологічного струму I та висоти пояса ЕІ c знос зменшується, а із підвищенням P_{cm} - збільшується; шорсткість обробленої поверхні R_a та глибина зони термічного впливу H визначаються висотою пояса ЕІ c . Крім того, виявлено суттєвий вплив на параметри R_a та H факторів I та U .

Отримані математичні моделі РОД отворів на режимах прошивання та розточування встановлюють багатфакторний взаємозв'язок технологіч-

них характеристик з факторами, що визначають електричний та гідродинамічний режими обробки, а також геометричні параметри електродів, і дозволяють керувати процесом обробки та прогнозувати данні характеристики.

Виконано порівнювальний аналіз технологічних характеристик процесів РОД та електроімпульсної обробки (ЕІО) отворів на режимах прошивання та розточування (табл. 1). Як бачимо, головні технологічні характеристики, що характеризують кількісний (M , M_a) бік процесу РОД отворів, і при прошиванні і при розточуванні знаходяться поза залежністю від полярності обробки та значно підвищені, в той час, як питома витрата електроенергії (a) - значно менша. Це економічно обґрунтовує доцільність використання процесу РОД отворів.

Таблиця 1 – Порівнювальний аналіз технологічних характеристик процесів РОД та електроімпульсної обробки отворів

Режим РОД	ПОЛЯРНІСТЬ	Технологічна характеристика			$\frac{\Phi_{РОД}}{\Phi_{ЕІО}}$
		Вид, розмірність	РОД ($\Phi_{РОД}$)	ЕІО [4] ($\Phi_{ЕІО}$)	
Прошивання	зворотна	M , мм ³ /хв	580...3104	300...900	1,9...3,5
		M_a , мм ³ /А·хв	4,04...13,37	1,3...1,6	3...8
		a , кВт·год/кг	4,2...8,5	7...12	0,6...0,7
	прямая	M , мм ³ /хв	1180...10330	300...900	4...11
		M_a , мм ³ /А·хв	10,7...25,8	1,7...3,5	6...7
		a , кВт·год/кг	2,5...5,1	7...12	0,3...0,4
Розточування	зворотна	M , мм ³ /хв	210...1130	75...370	2,8...2,9
		M_a , мм ³ /А·хв	5,7...18,8	1,5...4,5	3,8...4,2
		a , кВт·год/кг	3,9...9,2	7...12	0,6...0,8

Список літератури: 1. Носуленко В. И., Мещеряков Г. Н. Способ электрофизической размерной обработки металлов. Авт. свид. №544206, кл. В23р. 2. Новик Ф. С., Арсов Я. Б. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов. – М.: Машиностроение; София: Техника, 1980. – 304 с., ил. 3. Материалы и методы для изготовле-

ния фасонных электродов-инструментов электроэрозионных копировально-прошивочных станков. — М.: НИИМАШ, 1975. — 143 с. 4. Попилов Л. Я. Справочник по электрическим и ультразвуковым методам обработки материалов. — Л.: Машиностроение, 1971. — 544 с., ил.

К ЗАДАЧЕ ОПТИМИЗАЦИИ КОНСТРУКЦИИ ОТРЕЗНЫХ РЕЗЦОВ С МЕХАНИЧЕСКИМ КРЕПЛЕНИЕМ ТВЕРДОСПЛАВНОЙ ПЛАСТИНКИ МЕТОДОМ ЗАКЛИНИВАНИЯ

Бокучава Г.В., Турманидзе Р.С., Самхарадзе Л.Т.
(ГТУ, Тбилиси, Грузия)

The article deals with the problems of the constructions optimisation of cutting-off tool with mechanically fixed carbid plate. The experimental results of the cutting forces in the process of st.45 tooling are brought

На сегодняшний день отрезные резцы с механическим креплением твердосплавной пластинки методом заклинивания, благодаря высоким эксплуатационным качествам, низкой инструментальной стоимости, возможности быстрой замены изношенной пластинки без перенастройки станка, простоте утилизации отработанных пластин и другим качествам, практически полностью вытеснили резцы с напайными твердосплавными пластинками.

Ведущие фирмы, производящие металлорежущий инструмент, такие как HERTEL, SANDVIC Coromant, ISCAR и др., предлагают разнообразные конструкции подобного инструмента и пластин к ним.

Эти инструменты появились относительно недавно и их оптимальная конструкция еще недостаточно отработана. Ввиду этого, а также ввиду патентных соображений, отдельные фирмы, несмотря на сходность поставленной задачи, не пришли к единому конструктивному решению.

В тоже время, именно конструкция крепежного гнезда определяет абсолютные значения и распределение контактных и внутренних напряжений, возникающих в твердосплавной пластинке, устойчивость пластинки в процессе резания и стабильность обработки.

Исходя из этого, актуальной задачей представляется исследование методом конечных элементов (МКЭ) явлений, возникающих между твердосплавной пластинкой и контактными поверхностями.

Для решения поставленной задачи необходимо предварительно определить силы резания, возникающие в процессе обработки широкой гаммы конструкционных материалов. Абсолютные значения сил резания и их ориентация являются исходными для дальнейших расчетов.

Для экспериментов был выбран резец фирмы HERTEL 3 мм-го типоразмера (3.90030-000). Опыты проводились на токарном станке 16К20, силы резания замерялись тензометрическим динамометром и записывались на самописце.

В процессе проведения эксперимента диапазоны значений скоростей резания и подачи были выбраны с учетом надежного перекрытия рекомендуемых справочными пособиями режимов обработки.

При исследовании зависимости сил от скоростей резания и подачи, методика эксперимента заключалась в следующем: назначалась определенная скорость подачи и частота вращения шпинделя, в процессе опыта инструмент начинал резание на периферии прутка (56мм) с соответствующей максимальной скоростью обработки, а в дальнейшем, по мере продвижения резца к центру материала, скорость резания пропорционально уменьшалась. Запись составляющих сил резания производилась непрерывно. Подобная запись интересна тем, что полностью отражает реальный характер процесса резания.

Ниже в качестве примера приведены некоторые результаты, полученные при проведении опытов.

На рис.1 приведена диаграмма сил резания, полученная при обработке ст.45.

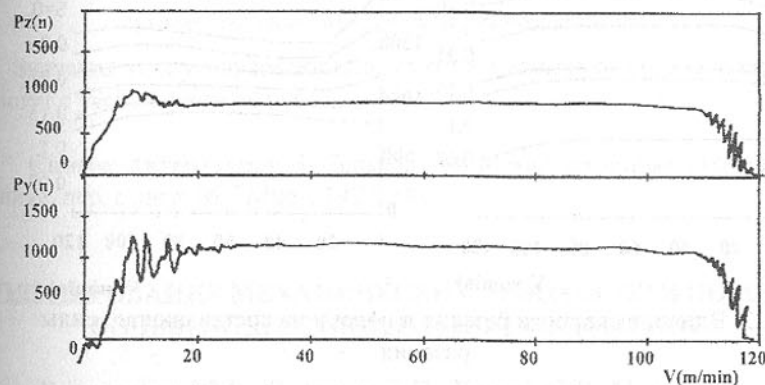


Рис. 1. Диаграмма составляющих силы резания при точении ст.45 подача $S=0,21$ мм/об.

Как видно из рисунка, в процессе отрезки условно можно выделить четыре этапа:

На первом этапе, ввиду биения обрабатываемой поверхности, имеет место прерывистое резание и происходит изъятие зазоров, имеющихся в системе деталь-станок-инструмент.

ния фасонных электродов-инструментов электроэрозионных копировально-прошивочных станков. — М.: НИИМАШ, 1975. — 143 с. 4. Попилов Л. Я. Справочник по электрическим и ультразвуковым методам обработки материалов. — Л.: Машиностроение, 1971. — 544 с., ил.

К ЗАДАЧЕ ОПТИМИЗАЦИИ КОНСТРУКЦИИ ОТРЕЗНЫХ РЕЗЦОВ С МЕХАНИЧЕСКИМ КРЕПЛЕНИЕМ ТВЕРДОСПЛАВНОЙ ПЛАСТИНКИ МЕТОДОМ ЗАКЛИНИВАНИЯ

Бокучава Г.В., Турманидзе Р.С., Самхарадзе Л.Т.
(ГТУ, Тбилиси, Грузия)

The article deals with the problems of the constructions optimisation of cutting tool with mechanically fixed carbide plate. The experimental results of the cutting forces in the process of st.45 tooling are brought

На сегодняшний день отрезные резцы с механическим креплением твердосплавной пластинки методом заклинивания, благодаря высоким эксплуатационным качествам, низкой инструментальной стоимости, возможности быстрой замены изношенной пластинки без перенастройки станка, простоте утилизации отработанных пластин и другим качествам, практически полностью вытеснили резцы с напайными твердосплавными пластинками.

Ведущие фирмы, производящие металлорежущий инструмент, такие как HERTEL, SANDVIC Coromant, ISCAR и др., предлагают разнообразные конструкции подобного инструмента и пластин к ним.

Эти инструменты появились относительно недавно и их оптимальная конструкция еще недостаточно отработана. Ввиду этого, а также ввиду патентных соображений, отдельные фирмы, несмотря на сходность поставленной задачи, не пришли к единому конструктивному решению.

В тоже время, именно конструкция крепежного гнезда определяет абсолютные значения и распределение контактных и внутренних напряжений, возникающих в твердосплавной пластинке, устойчивость пластинки в процессе резания и стабильность обработки.

Исходя из этого, актуальной задачей представляется исследование методом конечных элементов (МКЭ) явлений, возникающих между твердосплавной пластинкой и контактными поверхностями.

Для решения поставленной задачи необходимо предварительно определить силы резания, возникающие в процессе обработки широкой гаммы конструкционных материалов. Абсолютные значения сил резания и их ориентация являются исходными для дальнейших расчетов.

Для экспериментов был выбран резец фирмы HERTEL 3 мм-го типоразмера (3.90030-000). Опыты проводились на токарном станке 16К20, силы резания замерялись тензометрическим динамометром и записывались на самописце.

В процессе проведения эксперимента диапазоны значений скоростей резания и подачи были выбраны с учетом надежного перекрытия рекомендуемых справочными пособиями режимов обработки.

При исследовании зависимости сил от скоростей резания и подачи, методика эксперимента заключалась в следующем: назначалась определенная скорость подачи и частота вращения шпинделя, в процессе опыта инструмент начинал резание на периферии прутка (56мм) с соответствующей максимальной скоростью обработки, а в дальнейшем, по мере продвижения резца к центру материала, скорость резания пропорционально уменьшалась. Запись составляющих сил резания производилась непрерывно. Подобная запись интересна тем, что полностью отражает реальный характер процесса резания.

Ниже в качестве примера приведены некоторые результаты, полученные при проведении опытов.

На рис.1 приведена диаграмма сил резания, полученная при обработке ст.45.

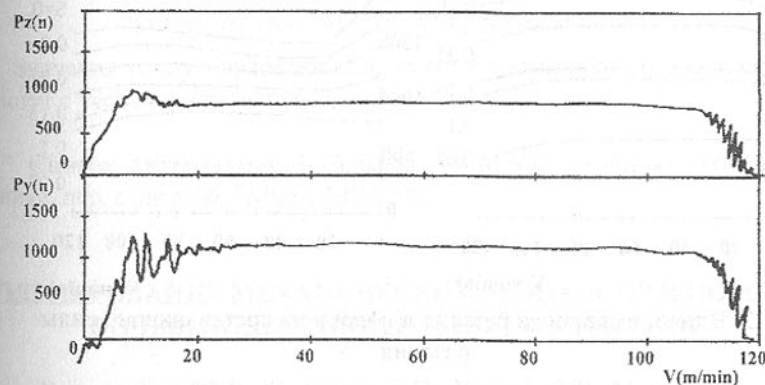


Рис. 1. Диаграмма составляющих силы резания при точении ст.45 подача $S=0,21$ мм/об.

Как видно из рисунка, в процессе отрезки условно можно выделить четыре этапа:

На первом этапе, ввиду биения обрабатываемой поверхности, имеет место прерывистое резание и происходит изъятие зазоров, имеющихся в системе деталь-станок-инструмент.

На 2-ом этапе процесс резания протекает стабильно и значения сил практически не меняются.

На 3-ем этапе по мере приближения режущей кромки к центру, возникает пульсация сил, что обусловлено появлением наростов при низких скоростях резания. Амплитуда пульсаций возрастает с уменьшением скорости резания и она особенно выражена для P_y составляющей.

На 4-ом этапе завершается отрезка материала. Силы резания сохраняют пульсационный характер, а их средние значения сначала уменьшаются, что обусловлено податливостью нежесткой шейки, возникшей в результате отрезки, а в дальнейшем нормирование сил становится затруднительным ввиду невозможности прогнозирования характера отрыва заготовки. Так, например, часто имел место наскок деформированной шейки на инструмент, что приводило к сильному возрастанию P_z составляющей, а зачастую и к поломке твердосплавной пластинки.

Следует отметить, что приведенная диаграмма характерна для всего диапазона скоростей подачи для данного материала.

На рис. 2. изображена зависимость средних значений составляющих сил резания от скоростей резания и подачи.

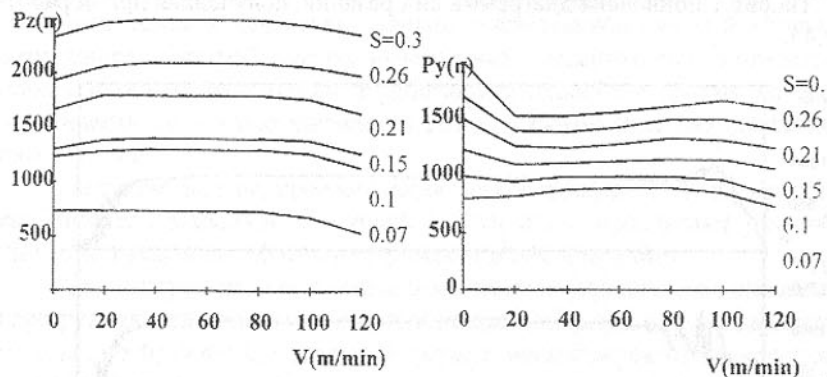


Рис. 2. Влияние скорости резания и подачи на составляющие силы резания

Как видно из диаграммы, силы сохраняют практически постоянные значения во всем диапазоне скоростей резания и в основном зависят от скорости подачи. Надо отметить, что при скоростях подачи $S < 0,1$ мм/об отрыв стружки от резца происходит в зоне режущей фаски и увеличение скорости подачи приводит к соответствующему росту сил резания.

При скоростях подачи $0,1 < S < 0,15$ мм/об имеет место переходящий процесс, когда отрыв стружки происходит за режущей фаской, чем достигается значительное снижение сил трения между стружкой и режущей пла-

стинкой и сил деформации стружки, ввиду чего в этом диапазоне зависимость роста сил резания от скорости подачи заметно снижается.

При более высоких скоростях подачи $S > 0,15$ мм/об деформации стружки возрастают и влияние отмеченного выше эффекта режущей фаски снижается. На этих режимах силы резания снова растут пропорционально скорости подачи.

На рис. 3. приведены абсолютные значения сил резания и углов приложения этих сил относительно направления подачи.

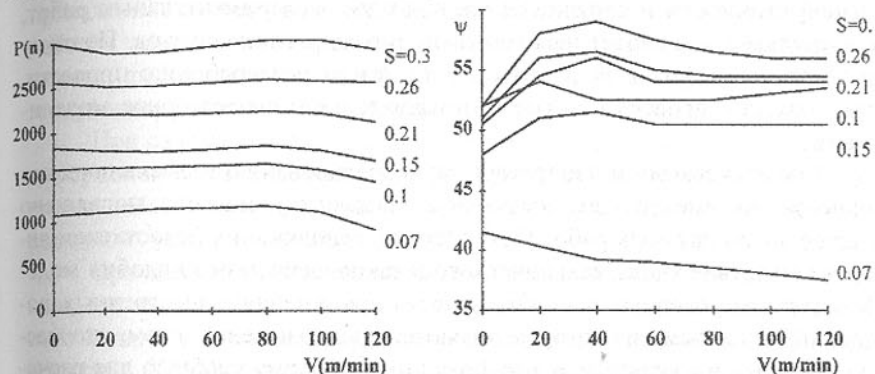


Рис. 3. Зависимость абсолютного значения и угла приложения суммарной силы от скорости резания и подачи

Значения этих углов имеют сложную зависимость от скорости резания и растут с увеличением подачи.

Список литературы: 1. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. пер. с англ. М. "Мир", 1975, 541 с.

МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ПОРОДАХ ПОЧВЫ ПОДГОТОВИТЕЛЬНОЙ ВЫРАБОТКИ

Бондаренко Ю.В., Соловьев Г.И., Негрей С.Г., Мороз О.К.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Simulation of mechanic processes in floor rocks of preparatory mine-working

В результате проведенных натурных исследований [1,2] установлено, что неравномерность смещения боковых пород на контуре выемочной выработки объясняется причинами, которые связаны с характером передачи усилий через зону неупругих деформаций приконтурной части выработки. Если влияние опорного давления обуславливает упорядоченное на-

растание скорости смещения контура боковых пород, то сложные механические процессы в зоне неупругих деформаций и разрушение массива на границе с ней имеют следствием хаотические изменения по длине выработки скоростей смещений контура не только в районе влияния опорного давления, но и за его пределами.

Шахтные исследования вполне самостоятельны для окончательной и однозначной оценки эффективности новых технологических решений по повышению устойчивости выработок. Их недостаток заключается только в большой стоимости и сложности организации экспериментальных работ, что затрудняет или делает невозможным тиражирование опытов. Поэтому для обеспечения большей достоверности всегда целесообразно провести, кроме шахтной проверки, также математическое и лабораторное моделирование.

Аналитическому и лабораторному моделированию геомеханических процессов во вмещающем выемочную выработку массиве посвящено большое число научных работ [2,3]. Однако, основным их недостатком является отсутствие учета механического и технологического подобия моделей натурным условиям и необходимость применения существенных допущений, основными из которых являются предположения о том, что массив однороден и изотропен, а выработки имеют форму удобную для расчетов. Поэтому эти исследования давали весьма приближенное представление о реальных механических процессах в окрестности контура выемочной выработки.

Таким образом, основным и существенным недостатком математического моделирования и лабораторных исследований проблемы сохранения устойчивости выемочных выработок в зоне влияния очистных работ, является отсутствие возможности установления характера деформирования крепи выработки и боковых пород на ее контуре в зоне временного опорного давления. Установление особенностей и величины перераспределения горного давления в зоне влияния очистного давления имеет существенное значение при выборе средств и способов повышения несущей способности крепи.

Общим и достаточно эффективным методическим приемом, в определенной мере компенсирующим неадекватность классических теорий условиям их применения, является использование экспериментально-аналитического метода исследований [4,5]. При этом, первоначально по упрощенной расчетной схеме устанавливаются аналитические зависимости между искомыми величинами и основными влияющими факторами, а затем возникающие в результате принятых допущений погрешности решения корректируются эмпирическими коэффициентами по данным шахтных экспериментальных наблюдений. По сравнению с классическими теориями

экспериментально-аналитический метод позволяет более адекватно моделировать механические процессы в окрестности очистных и подготовительных выработок.

Анализ работы глубоких шахт Украинского Донбасса в условиях слабых вмещающих пород показывает, что значительная часть подготовительных выработок находится в неудовлетворительном состоянии во многом из-за интенсивного пучения пород почвы [1,2].

Пучение почвы является одним из наиболее распространенных видов проявления горного давления. Устойчивость почвы подготовительных выработок зависит от большого числа факторов, важнейшими из которых являются пределы прочности пород на растяжение, сжатие и сдвиг, а также гранулометрический состав, плотность, пористость и др. [2].

При слабых породах пучение происходит в результате пластических деформаций почвы, выдавливаемых в полость подготовительной выработки под действием горного давления или вследствие увеличения объема пород при их увлажнении (набухании).

При залегании в почве выработки пород средней прочности и прочных, они ведут себя как плиты из упруго-хрупкого материала, подверженного влиянию боковых нагрузок со стороны зон опорного давления под целиками. Помимо упругих деформаций и хрупкого разрушения с течени-

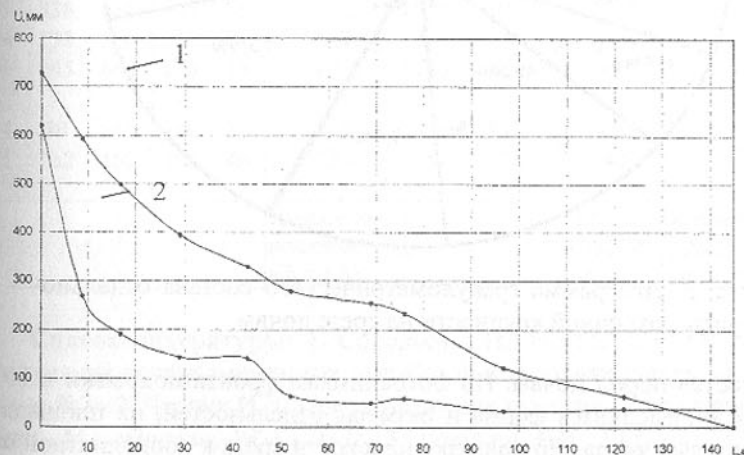


Рис.1. График смещений пород на контуре вентиляционного хода 4-й восточной лавы пласта c_{11} (1 — кровля пласта, 2 — почва пласта)

ем времени могут проявляться пластические деформации, а также растрескивание и увеличение объема пород вследствие влияния воды и шахтной атмосферы.

Разработка новых способов предотвращения пучения почвы и определения их рациональных параметров при математическом и лабораторном моделировании сопряжена с необходимостью уточнения количественные и качественные характеристики почвы.

Для уточнения механизма деформирования почвы на различных участках поддержания выработки в выемочных выработках пласта с₁₁ шахты «Южнодонбасская №3» были проведены инструментальные наблюдения для по определению смещений контура пород почвы (рис. 1).

С помощью фотометрического способа на фронте подрывки вентиляционного хода 4-й восточной лавы пласта с₁₁ определялся гранулометрический состав пород почвы.

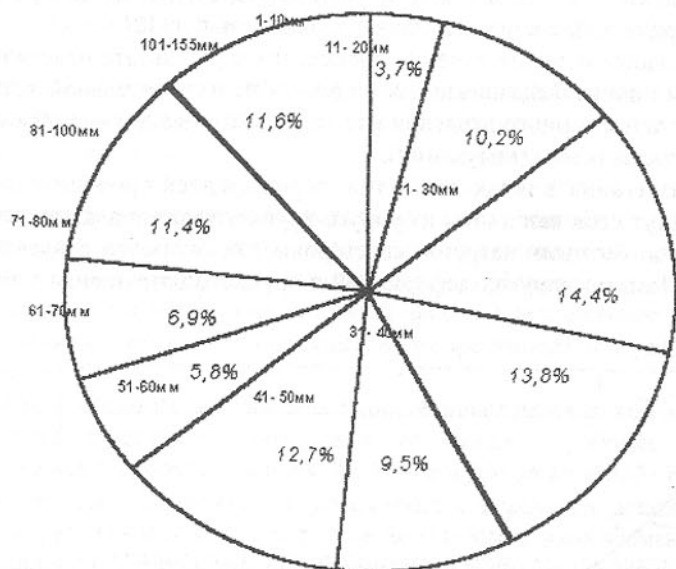


Рис. 2. Диаграмма гранулометрического состава отдельных пород различной крупности на срезе почвы

рический состав пород почвы. По фотоснимкам фронта подрывки в 10 м перед лавой определялась форма и размеры отдельных пород, их площадь и координационные числа. По привязке плоскости среза к координатной оси определялись координаты отдельных пород и их ориентация в плоскости среза (направление относительно горизонтальной оси) (табл.1).

В результате инструментальных измерений по контурным замерным станциям и нивелировкам по почве выработки была определена доля поднятий почвы выработки в общих вертикальных смещениях контура выработки, которая составила от 35 до 81% (в среднем 65%). В качестве мер по ли-

квидации последствий пучения в подготовительной выработке проводилась двукратная подрывка почвы на 1200 и 500 мм соответственно.

Данные по гранулометрическому составу отдельных пород почвы приведены на диаграмме (рис.2).

Таблица 1 - Гранулометрический состав пород почвы

№ элемента	Координаты элементов, мм		Размеры отдельных пород, мм		Отношение a/b	Мак из $(a;b)$	Ориентация, град.	Площадь отдельных пород, мм ²	Координационное число
	x	y	a	b					
1	234	704	4	4	1	4	0	16	3
2	196	712	6	6	1	6	0	36	4
3	137	665	5	6	0,83	6	22	30	3
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
299	438	52	19	5	3,8	19	26	95	5
300	409	21	19	7	2,71	19	26	133	6
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
589	120	226	99	33	3	99	357	3267	3
590	332	609	104	40	2,6	104	358	4160	7
591	430	300	105	33	3,18	105	89	3465	22
592	18	578	108	40	2,7	108	22	4320	12
593	338	640	109	25	4,36	109	355	2725	9
594	138	570	125	34	3,68	125	24	4250	14
595	245	666	130	16	8,13	130	28	2080	11
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
634	80	581	144	32	4,5	144	22	4608	15
635	262	460	152	46	3,31	152	91	6992	31
					среднее отношение $a/b = 1,83$			$\Sigma S = 280798$ мм ²	среднее координационное число = 6,91

Список литературы: 1. Соловьев Г.И., Негрей С.Г. Об особенностях пучения почвы выемочных выработок в условиях шахты «Южнодонбасская №3» 2. Черняк И.Л. Предотвращение пучения почвы горных выработок. - М.: «Недра», 1978.- 237с. 3. Докукин А.В., Чирков С.Е., Норель Б.К. Моделирование предельно-напряженного состояния угольных пластов. М.: Недр, 1981. - 146 с. 4. Литвинский Г.Г. Механизм пучения пород почвы подготовительных выработок // Уголь. - 1987. №2.- С. 15-17. 5. Литвинский Г.Г. Опорное давление и устойчивость подготовительных выработок // Уголь Украины, 1981. - № 4. - С. 19 - 21.

ОБРАБОТКА ПРОФИЛЯ ЗУБЬЕВ МЕТОДОМ ОБКАТКИ ПРЕЦЕССИРУЮЩИМ ИНСТРУМЕНТОМ

Бостан И. А., Мазуру С. Г., Скатиайлов С. В.
(Т.У.М., г. Кишинев, Молдова)

Проведенные экспериментальные исследования [1] показали, что высокие качественные показатели прецессионных передач с многопарным зацеплением достигаются при высокой точности изготовления и чистоте обработки трущихся поверхностей деталей, прежде всего формирующих зацепление.

Профиль зубьев описанный уравнениями [1], меняющиеся по своей форме в зависимости от значения угла конического аксоида δ , угла конуса роликов β , угла нутации θ , числа зубьев колес z_1, z_2 и соотношения между ними. Обработку этих профилей традиционным способом практически весьма трудно осуществить, так как для каждого соотношения параметров δ, β, θ и z_g необходимо изготовить инструмент соответствующего профиля.

В [3] предложен способ, позволяющий одним инструментом, используя одно и то же оборудование и приспособление, формообразовать множество профилей при любых соотношениях параметров, влияющих на его форму. Предложенный способ основывается на следующем:

1. Инструменту сообщается относительно вращающейся заготовки прецессионное движение с параметрами движения сателлита реального зацепления.

2. Кинематическая связь заготовки и инструмента (привод деления станка) обеспечивает поворот заготовки на один зуб за один прецессионный цикл инструмента относительно вращающейся заготовки.

3. Инструменту придается форма и размеры ролика реального зацепления.

Сущность предложенного способа заключается в следующем. Вращающемуся инструменту, например фрезе или шлифовальному кругу, задается прецессионное движение относительно вращающейся заготовки. При этом поверхность, которую описывает периферийная часть инструмента относительно вращающейся заготовки, воспроизводит некоторое воображаемое тело, впредь называемое производящим колесом. При помощи кинематических цепей станка заготовка нарезаемого зубчатого колеса и инструмент приводятся в согласованное движение — движение обкатки, которое воспроизводит зацепление производящего колеса с заготовкой. При каждом элементарном изменении положения вращающегося инструмента в пространстве относительно заготовки с последней удаляется часть

материала. В итоге поверхность зуба нарезаемого колеса получается как огибающая ряда последовательных положений периферии вращающегося инструмента относительно заготовки.

С точки зрения геометрии и кинематики предложенный способ изготовления методом огибаания аналогичен беззазорному зацеплению нарезаемой заготовки и производящего колеса.

Для реализации движения инструмента созданы приспособления одно из которых представлено на рис.1 и рис. 2.

Приспособление (рис. 2) создано применительно к станкам 5К32П, 53А30П и содержит корпус 1, имеющий полуцилиндрический хвостовик для крепления к гнезду станка, траверса 3, закрепленную винтами к корпусу 1, кривошип 39, люльку 2. Люлька 2 снабжена кронштейном 10 для крепления инструментальной головки с инструментом. Вал кривошипа 39 установлен в подшипниках 51 корпуса 1 и подшипнике 53 траверсы 3. Люлька 3 расположена на кривошипном участке вала 39 в подшипниках 52, 53 и связана с корпусом 1 при помощи механизма связи 20, включающего рычаг с соотношением плеч 1:30 и кулачек 31. Инструментальная головка установлена с возможностью изменения угла δ между геометрической осью инструмента и подвижной осью кривошипа 39. Неподвижная и подвижная оси кривошипа 39 пересекаются в одной точке (точке прецессии), расположенной на оси заготовки. Заготовка крепится к поворотному столу станка.

При вращении кривошипного вала 39, связанного со шпинделем станка, люльке 3, следовательно, и инструменту, сообщается относительно вращающейся заготовки прецессионное движение. При этом кулачек 31 через рычаг сообщает механизму связи 20 движение, описанное уравнением

$$\begin{aligned} X_C &= R_C(1 - \cos\theta)\cos\psi\sin\psi; \\ Y_C &= R_C(\sin^2\psi + \cos\theta\cos^2\psi); \\ Z_C &= R_C\sin\theta\cos\psi. \end{aligned} \quad (1)$$

Уравнение (1) представляет собой параметрическое уравнение паза, расположенного в корпусе приспособления, форма которого обеспечивает постоянство передаточного отношения кинематической цепи. А инструменту, расположенному под углом δ относительно торца заготовки — дополнительное движение, в неподвижной системе координат OXYZ

$$\begin{aligned} X_D &= -R_i\cos\delta(1 - \cos\theta)\cos\psi\sin\psi - R_i\sin\delta\sin\theta\sin\psi; \\ Y_D &= -R_i\cos\delta(\sin^2\psi + \cos\theta\cos^2\psi) + R_i\sin\delta\sin\theta\sin\psi; \\ Z_D &= -R_i\cos\delta\cos\psi\sin\theta - R_i\sin\delta\cos\theta; \end{aligned} \quad (2)$$

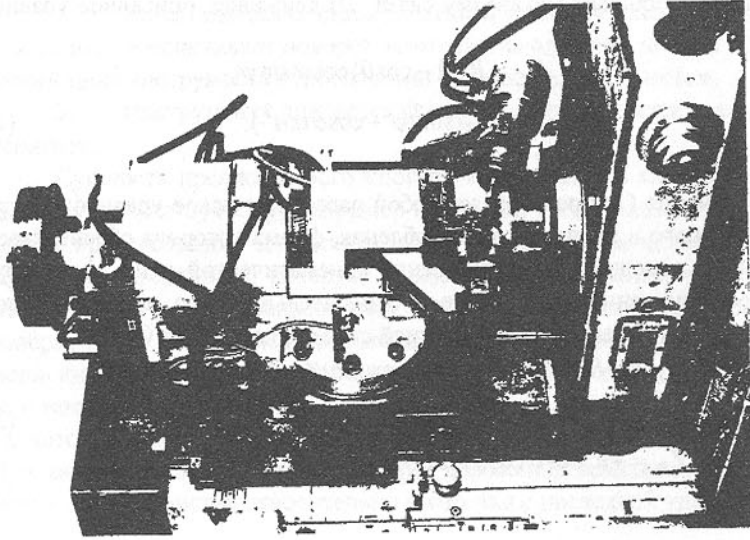


Рис. 1. Общий вид станка модели 53A30П с приспособлением для обработки зубьев

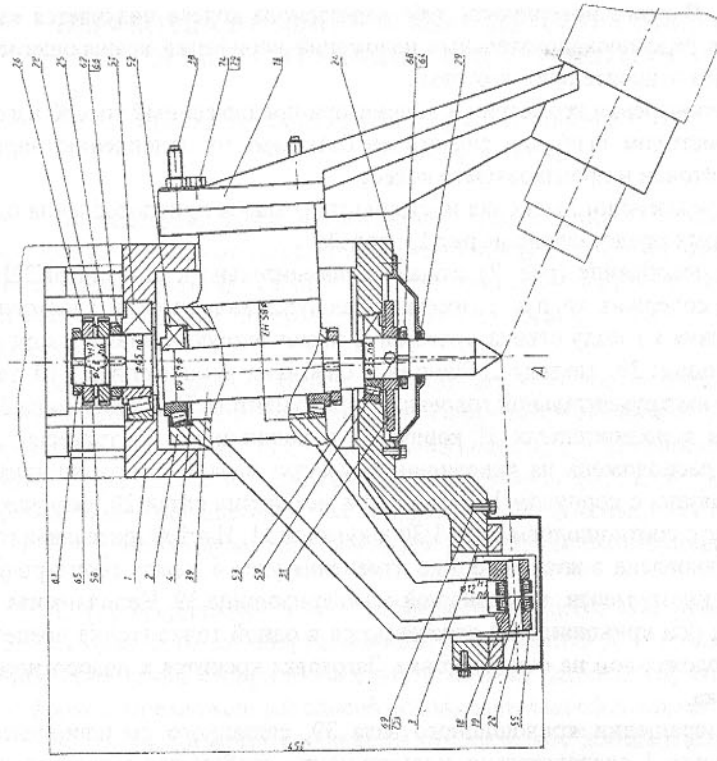


Рис. 2. Приспособление для обработки зубьев колес методом обкатки претрессирующим

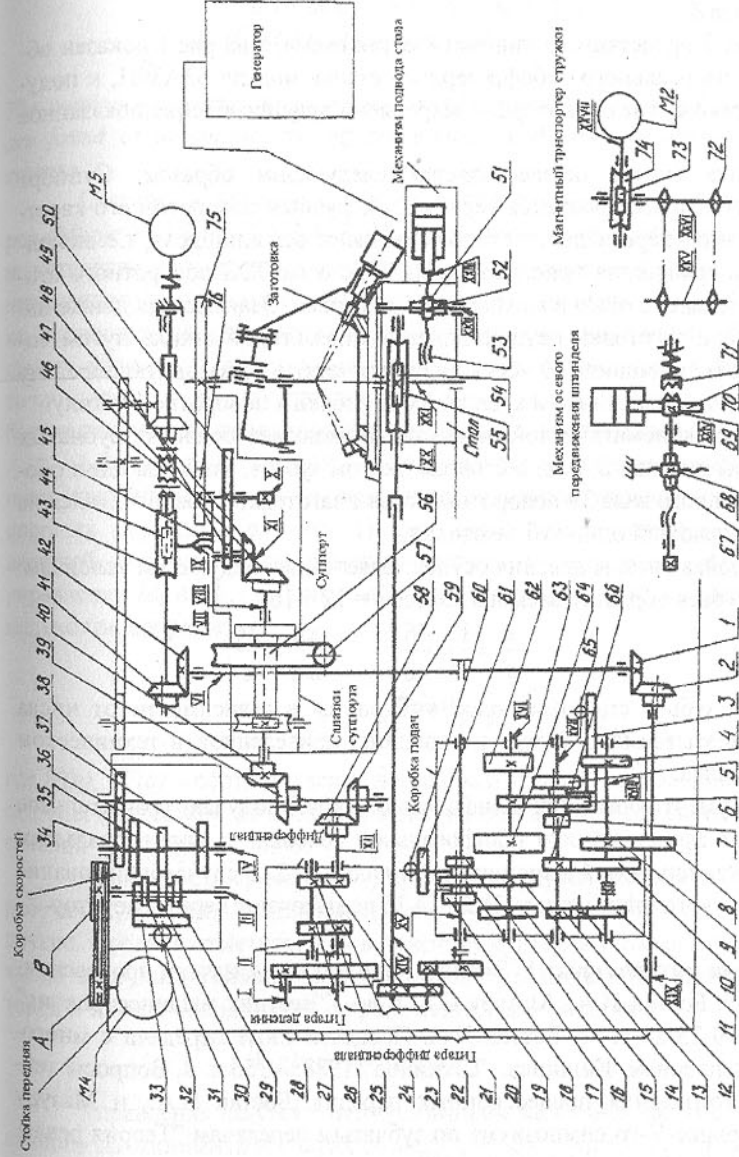


Рис. 3. Кинематическая схема зубофрезерного станка модели 53A30П с приспособлением

Траектория движения точки лежащей на оси инструмента при $\delta > 0$ представляет собой симметричную относительно большой оси замкнутую кривую, форма которой меняется в зависимости от значения угла конического аксоида δ .

На рис.3 представлена кинематическая схема, а на рис.1 показан общий вид универсального зубофрезерного станка модели 53А30П, к полуцилиндрическому гнезду которого закреплено приспособление показанное на рис.2.

Наладка станка осуществляется следующим образом. Суппорт шпинделя станка располагается вертикально ручным поворотом его каретки. Механизмом перемещения стола совмещают ось шпинделя, т.е. неподвижную ось кривошипа приспособления 39, с осью ХХI поворотного стола, следовательно, с осью вращающейся заготовки. Взаимосвязь движений инструмента и заготовки осуществляется кинематикой станка путем соединения вала кривошипа 39 через цилиндрическую беззазорную передачу 25, 26 со шпинделем станка и крепления заготовки к поворотному столу.

Наладка кинематической цепи станка включает подборку зубчатых колес гитары деления a, b, c, d с таким числом зубьев, чтобы за один оборот кривошипного вала 39 поворотный стол с заготовкой поворачивался на угол, охватывающий один зуб заготовки.

Настройка гитары деления осуществляется по следующим условиям: при числе зубьев обрабатываемого колеса $z = 12 \dots 161$

$$\frac{e}{f} = \frac{1}{1} = \frac{48}{48}, \quad \frac{ac}{bd} = \frac{24}{z}.$$

Число зубьев сменных колес выбирается в зависимости от числа зубьев обрабатываемого колеса по таблице, приведенной в техническом описании станка.

Инструмент (фреза или шлифовальный круг) получает вращательное движение от фрезерной или шлифовальной головки с индивидуальным приводом установленной в кронштейне 10 люльки 2. В случае шлифования шлифовальную головку модели Э-24, Э-36 подключают через генератор.

Список литературы: 1. Эксплуатационные показатели прецессионных передач. Бостан И.А., Мазуру С.Г. и др. // "Вестник машиностроения" М. №12 1990 25-28 с. 1. Бостан И.А. Прецессионные передачи с многопарным зацеплением. Кишинев. "Штиинца" 1988: - 356 с. 3. Вопросы технологии изготовления прецессионных передач. Бостан И.А., и Мазуру С.Г. / В сборнике V-го симпозиума по зубчатым передачам "Теория реальных передач зацеплением" Курган 1993.

УПРАВЛЕНИЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ ЗАГОТОВОК ПЕРЕМЕННОГО СЕЧЕНИЯ ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ

Бохонский А.И., Шмидт Л.А.

(СевГУ, г. Севастополь, Украина)

The continuous operations of the deformed condition of nonrigid part blanks are found at automatic turning processing with use of computer algebra systems.

Системы аналитических вычислений для современных компьютеров (Maple V, MathCAD, REDUCE и др.) позволяют значительно усовершенствовать модели управляемого деформирования нежестких заготовок переменного поперечного сечения при автоматической токарной обработке, преодолеть ряд аналитических и алгоритмических трудностей при решении актуальных задач во многих областях техники, получить в достаточно сложных случаях результаты в общем виде, которые несравненно богаче результатов традиционных численных экспериментов [1,2,3].

1 Задача поиска непрерывного управления деформируемым состоянием стержня переменного сечения с силовыми управлениями в виде опорных моментов (рисунок 1) при медленном изменении положения внешней нагрузки (силы резания) состоит в следующем. Найти такие управления M_1 и M_2 , которые обеспечивают минимум критерия оптимальности, например:

$$I_* = W(a)^2 + \left(\frac{d(a)}{2} W'(a) \right)^2 = \min, \quad (1)$$

где $W(a)$, $W'(a)$ – соответственно линейное и угловое перемещения сечения стержня (нежесткой заготовки) с координатой a ; $d(a)$ – диаметр стержня в сечении с координатой a .

Ранее вместо критерия (1) при поиске управляющего воздействия в работах [1,3] использовались критерии $W(a)=0$ либо $\{W(a)=0, W'(a)=0\}$ и другие. Следует отметить, что в качестве критерия оптимальности могут также выступать условия равенства нулю перемещения и кривизны заготовки в точке с координатой a приложения силы резания:

$$\{ W(a)=0, W''(a)=0 \}. \quad (2)$$

Управления ищутся с использованием вариационного метода, основанного на минимизации функционала полной энергии стержня в управляемом деформируемом состоянии (метода Ритца).

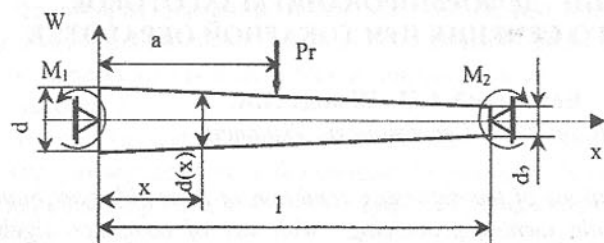


Рис. 1. Схема заготовки в виде срезанного конуса.

Функционал полной упругой энергии заготовки принимает вид:

$$\Theta = \frac{1}{2} \int_0^l EI(x) [W''(x)]^2 dx + P_r W(a) - M_1 W'(0) + M_2 W'(l) = \min, \quad (3)$$

где E – модуль упругости; $I(x) = \pi[d_1(l-x) + d_2x]^4/64l^4$ – переменный момент инерции поперечного сечения стержня; d_1, d_2 – диаметры концевых сечений; l – длина стержня; $W'(0), W'(l)$ – углы поворота опорных сечений; $W''(x)$ – кривизна изогнутой оси.

Для чисто конической заготовки длиной L переменный осевой момент инерции вычисляется как $I(x) = \pi d_1^4 x^4/64l^4$.

Выражение для $W(x)$, обеспечивающее минимум (3), ищется в виде полинома:

$$W(x) = \sum_{i=1}^n b_i x^i, \quad (4)$$

где $n \geq 7$. Неизвестные константы b_i находятся после подстановки (4) в (3), соответствующих аналитических преобразований и аналитического решения на ЭВМ системы линейных алгебраических уравнений:

$$\frac{\partial \Theta}{\partial b_i} = 0 \quad (i = 1 \dots n). \quad (5)$$

В следующем этапе – управления в виде опорных моментов M_1, M_2 находятся из необходимых условий экстремума критерия оптимальности (1) либо из условий (2). Система уравнений для определения моментов:

$$\frac{\partial I_*}{\partial M_1} = 0, \quad \frac{\partial I_*}{\partial M_2} = 0. \quad (6)$$

Системы линейных алгебраических уравнений (5,6) решены с использованием функции SOLVE. Характерно, что в (4) коэффициенты b_i выбирались с учетом удовлетворения краевым условиям: $W(0)=0, W(l)=0$. Управления в виде опорных моментов для условия $\{W(a)=0, W'(a)=0\}$ имеют вид:

$$\begin{aligned} M1U := & (PR * A * (101400 * A^{14} - 809380 * A^{13} * L + 2796300 * A^{12} * L^2 - 5398770 * A^{11} * L^3 + 6280758 * A^{10} * L^4 - 4518555 * A^9 * L^5 + 2343285 * A^8 * L^6 - \\ & - 1672870 * A^7 * L^7 + 1636830 * A^6 * L^8 - 1077756 * A^5 * L^9 + 368280 * A^4 * L^{10} - 53805 * A^3 * L^{11} + 9795 * A^2 * L^{12} - 7060 * A * L^{13} + \\ & + 1548 * L^{14})) / (L * (2730 * A^{14} - 14300 * A^{13} * L + 28620 * A^{12} * L^2 - 24948 * A^{11} * L^3 + 7920 * A^{10} * L^4 - 4305 * A^9 * L^5 + 9795 * A^8 * L^6 - \\ & - 7060 * A^7 * L^7 + 1548 * L^8)) \\ M2U := & (PR * A * (-182520 * A^{14} + 1404260 * A^{13} * L - 4657640 * A^{12} * L^2 + 8596770 * A^{11} * L^3 - 9512712 * A^{10} * L^4 + 6470367 * A^9 * L^5 - \\ & - 3177090 * A^8 * L^6 + 2196775 * A^7 * L^7 - 2051800 * A^6 * L^8 + 1269462 * A^5 * L^9 - 408672 * A^4 * L^{10} + 52800 * A^3 * L^{11} - \\ & - 14300 * A^2 * L^{12} + 28620 * A * L^{13} - 24948 * L^{14})) / (L * (2730 * A^{14} - 14300 * A^{13} * L + 28620 * A^{12} * L^2 - 24948 * A^{11} * L^3 + 7920 * A^{10} * L^4 - \\ & - 4305 * A^9 * L^5 + 9795 * A^8 * L^6 - 7060 * A^7 * L^7 + 1548 * L^8)) \end{aligned}$$

На рисунке 2 представлены графики управлений $M_1(a), M_2(a)$, полученные в системе REDUCE с использованием команд df, int, solve, для критерия ($W(a)=0, W'(a)=0$) и $M_1^*(a), M_2^*(a)$ – для критерия ($W(a)=0, W'(a)=0$) в случае чисто конического сечения.

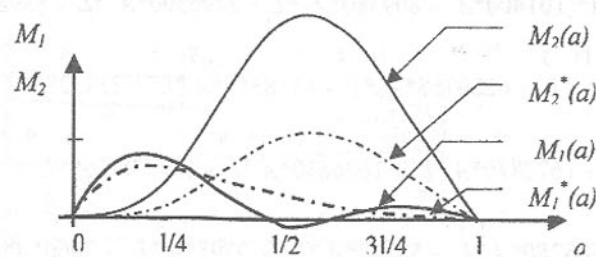


Рис. 2. Графики управления деформированием конической заготовки.

Характерно, что для заготовки в виде усеченного конуса общую программу аналитических преобразований, в связи с переполнением оперативной памяти, необходимо разбивать на несколько подпрограмм. Чрезвычайно громоздкие аналитические преобразования, возникающие при использовании критерия (1), преодолены в системе Maple V, но все же требовали понижения степени полинома (4).

По аналогичному алгоритму осуществляется поиск управлений для бочкообразной формы заготовки (рисунок 3).

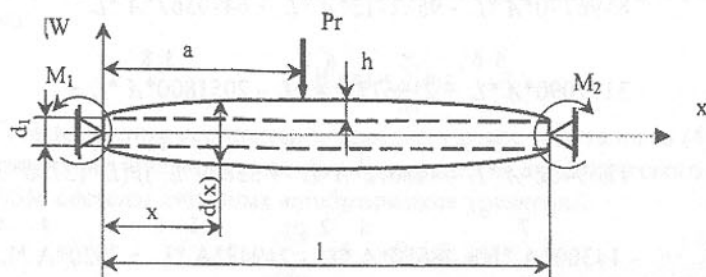


Рис. 3. Схема «бочкообразного» стержня

Момент инерции поперечного сечения с координатой x вычисляется так:

$$I(x) = \pi \left[d_1 + \frac{8h}{l}x - \frac{8h}{l^2}x^2 \right]^4 / 64. \quad (7)$$

Если необходимо (для устранения бочкообразности) снять слой переменной толщины согласно выражению $\delta(a) = \frac{4h}{l}a - \frac{4h}{l^2}a^2$, то, полагая, что сила резания пропорциональна толщине срезаемого слоя, можно использовать зависимость

$$P_r(a) = k\delta(a), \quad (8)$$

где k – обобщенный коэффициент жесткости, и по описанному ранее алгоритму уточнить управления M_1 и M_2 . Алгоритм аналитических преобразований проверен в придельном случае, когда заготовка постоянного сечения и задача имеет точное решение.

При поиске управлений колебаниями заготовки (например, с использованием управляемых динамических гасителей) принимались условия $\{W(a,t) = 0, \dot{W}(a,t) = 0\}$ [4], как моментные соотношения, которые должны выполняться в сечении с координатой a при медленном движении силы P_r вдоль заготовки.

Разработанный алгоритм синтеза управлений, основанный на применении метода Ритца, использовался для решения ряда задач управления деформированием нежестких заготовок при автоматической токарной обработке (для различных деформационных критериев оптимальности), а также при поиске управлений деформированием рук манипуляторов минимальной массы.

Авторы выражают благодарность фирмам, усилиями которых созданы системы аналитических вычислений Maple V и REDUCE.

Список литературы: 1. Бохонский А.И., Вохмянин А.Н. Управление деформированием нежестких деталей при токарной обработке: Монография. – Севастополь. Изд-во СевГТУ, 1999. – 240 с. 2. Бохонский А.И. Системы аналитических вычислений в теоретической и прикладной механике. Сб. науч. тр. 2-й международной науч. – практ. конференции. Информационные технологии в учебно-методической и научной деятельности. – Севастополь. – СевГТУ, 1999. – С.33 – 35. 3. Бохонский А.И. Управляемое деформирование твердых тел. – Динамические системы (межведомственный научный сборник). Вып. 15 – Симферополь: КФТ// 1999. – С.30 – 36. 4. Карновский И.А., Почтман Ю.М. Методы оптимального управления колебаниями деформированных систем. – Киев - Донецк: Изд-во Вища школа, 1982. – 116 с.

МОДЕЛИРОВАНИЕ МНОЖЕСТВА ЦЕЛЕЙ В ЗАДАЧАХ ОПТИМИЗАЦИИ ТЕХНИЧЕСКИХ СИСТЕМ

Брусов В.С. (Политехника, г. Жешов, Польша)

Determination of design point is one of most important problems in the theory of design as well as in practical design. The solution of the problem defines

structure and contents of the technical system and determines approaches and method for optimization of the system. The paper shows two possible methods of solution.

Проблема адекватного моделирования многообразия заданий (целей) и условий применения проектируемой технической системы (ТС), самолета, автомобиля и др. является одной из центральных как для теории, так и для практики проектирования. Ее решение связано с определением структуры и содержания технического задания (ТЗ), облика создаваемой технической системы, а также предопределяет подходы и методы, используемые при проектировании. В настоящей статье рассматриваются два возможных подхода к решению этой проблемы. Первый из них основан на замене (агрегировании) исходного многообразия целей и условий применения создаваемого объекта множеством X , содержащим меньшее число заданий (в предельном случае - одно характерное задание, называемое "расчетным" или "номинальным"), что позволяет решать задачу оптимального проектирования в упрощенной, согласно терминологии [1], одноцелевой постановке. При другом подходе указанное многообразие учитывается в виде внешнего множества X .

Эффективность любой транспортной системы, в частности парка самолетов, определяется, прежде всего, рациональным выбором проектных параметров входящих в нее элементов $y = (y^{(1)}, y^{(2)}, \dots, y^{(p)})$. Так, самолет, как правило, создается для выполнения некоторой совокупности заданий (целей) $X = \{x_i\}, i = 1, \dots, n$, каждая из которых характеризуется своими условиями функционирования: $x_i = (x_i^{(1)}, \dots, x_i^{(n)})$. Поэтому, как показано в [1], сравнительный анализ эффективности вариантов ТС необходимо осуществлять на основе критерия объединенной операции $F(X, y)$ [1,2], оценивающему эффективность выполнения всей совокупности заданий X , а оптимальные параметры определять из решения задачи

$$\bar{y}(X) = \operatorname{argmin}_{y \in Y} F(X, y) \quad (1)$$

Ее решение затруднено, с одной стороны, неопределенностью информации об условиях применения создаваемой ТС, а с другой - сложностью, вызванной размерностью задачи, ее комбинаторным характером и многоэкстремальностью функционала $F(X, y)$ [1].

Поэтому в сложившейся практике проектирования множество X обычно заменяют одним характерным заданием x^* , а параметры ТС выбирают из условия его эффективного выполнения. Примером расчетного задания для транспортного самолета является перевозка груза m_{hl}^* на дальность L^* при заданных условиях аэродрома и т.д. $x^* = (m_{hl}^*, L^*, L_{st}^*, \dots)$. Из-

вестно [1], что такой подход может приводить к ошибкам проектирования. Так, на рис. 1 показана зависимость стоимости тоннокилометра от протяженности авиалинии для двух транспортных самолетов: y_1 и y_2 . Первый из них более эффективен на расчетной дальности x^* однако он имеет потери на остальной области его применения (заштриховано).

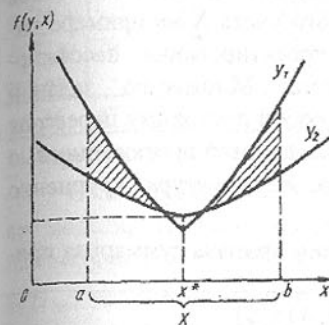


Рис.1.

Для обоснованного выбора подхода к решению проектных задач важно выявить, насколько правомерна замена множества X одним расчетным (номинальным) заданием, связанные с этим недостатки и их влияние на результаты проектирования ТС.

В результате анализа общих свойств критерия объединенной операции $F(X, y)$ в [1] были сформулированы следующие утверждения, доказательство которых не приводится из-за ограниченного объема статьи.

1. Множеству целей X не всегда можно сопоставить эквивалентное расчетное задание x^* . Под эквивалентностью понимается выполнение условия: $\bar{y}(x^*) = \bar{y}(X)$, где $\bar{y}(x^*) = \operatorname{argmin}_{y \in Y} f(x^*, y)$; $\bar{y}(X) = \operatorname{argmin}_{y \in Y} F(X, y)$; Y - допустимое множество проектных параметров.

2. Расчетное задание x^* , если оно существует, можно определить только после решения задачи оптимизации критерия $F(X, y)$. Экспертные и приближенные оценки осложняются тем, что расчетный случай x^* может находиться как внутри области X , так и вне ее.

3. В отдельных случаях оптимальные решения могут совпадать $\bar{y}(x^*) = \bar{y}(X)$. Однако при этом различный характер зависимостей критерия объединенной операции $F(X, y)$ и показателя эффективности $f(x^*, y)$ от проектных параметров отражает и разные тенденции в окрестностях оптимального решения. Так, на практике часто возникает ситуация, когда по какой-либо причине оптимальные параметры могут быть обеспечены (например, силовая установка л. а. выбирается из существующих). В этом случае оценка и выбор решения на основе $f(x^*, y)$, как правило, приводит к принятию неверного решения.

4. При агрегированном учете множества целей в проектных задачах неточность информации о сфере применения создаваемой ТС приводит к существенно большим потерям в реальной эффективности.

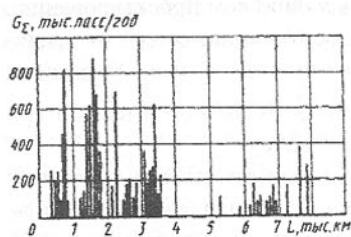


Рис.2.

от 461 до 3209 км с общим потоком 20 млн. пасс. Ее структура укрупненно показана на рис.2.

В качестве критерия объединенной операции принята суммарная прибыль за выполнение программы перевозок:

$$F(X, y) = \sum_{x \in X} D(x, y) - \sum_{x \in X} K(x, y),$$

где $D(x, y)$ - цена билетов на авиалинии x (доход), $K(x, y)$ стоимость перевозок на этой линии.

Промоделируем традиционное выполнение двух первых этапов проектирования [3]. Пусть на этапе внешнего проектирования самолет определяется двумя основными параметрами - массой коммерческой нагрузки m и дальностью L т.е. $y_{zew} = (m, L)$. Из решения задачи (1) для критерия $F(X, y_{zew})$ определены оптимальные значения этих параметров (вариант 1 в табл.) и на их основе расчетное задание x^* .

Таблица.

Мно- жество целей	вариант самолета							
	1	2	3	4	5	6	7	8
	X рис.2	X рис.2	x^* $m^* = 41,39т$ $L^* = 2714км$	x^* $m^* = 42т$ $L^* = 3209км$	x^* $m^* = 42т$ $L^* = 3000км$	x^* $m^* = 42т$ $L^* = 1430км$	x^* $m^* = 42т$ $L^* = 1370$	x^* $m^* = 34,1т$ $L^* = 1977км$
параметры								
$m^*, т$	41,39	34,09	41,39*	42*	42*	42*	42*	42*
$M_{об}$	0,8	0,68	0,8	0,78	0,82	0,79	0,78	0,8
$L_{об}, км$	2714	1977	2714	3209	3000	1430	1370	1977
$H_{об}, м$	11000*	8975	10130	9986	11500	9676	9350	10100
λ	7*	9,85	8,12	8,51	8,60	7,25	7,61	7,79

Продолжение таблицы

χ , град	30*	0	0	0	0	0	0	
m_{sil}	5*	3,05	2,51	2,65	2,60	2,32	2,43	2,46
характеристики эффективности								
$\alpha_{об}(x^*)$	-	-	8,28	8,07	8,29	9,45	9,42	8,20
$F(X, y)$	79	151	136	141	140	-	141	-
усл.ед								
$\Delta F, \%$	47	-	9,76	6,59	6,78	-	6,30	-

* - параметр не варьировался

В составе ТЗ найденное x^* передается на следующий этап, где самолет моделируется более подробно: помимо указанных двух величин вектор параметров y включает в себя расчетные число Маха $M_{об}$ и высоту полета $H_{об}$, удлинение λ , стреловидность χ и относительную толщину крыла $\bar{c}$, а также степень двухконтурности ТРДД m_{sil} . Значение y определяется из решения задачи оптимизации критерия $f(x^*, y)$ (вариант 3).

Однако, более полный учет множества заданий в задаче оптимизации (1) позволяет определить параметры самолета, который почти на 10 % эффективнее при выполнении X (вариант 2).

Допустим, что выбор на основе решения задачи (1) неудачен и существует расчетное задание, более точно отражающее X . В вариантах 4-7 задание $x^* = (m^*, L^*)$ выбиралось исходя из анализа структуры множества X . Так, для варианта 4 - это авиалиния с максимальной из $-X$ протяженностью, 5 - протяженность авиалинии определена экспертным путем - 3000км; 6, 7 - протяженности авиалиний в этих вариантах определялись, соответственно, как среднее (1430 км) и среднее взвешенное (1370 км) из авиалиний $-X$, (в качестве весовых коэффициентов использовались отношения пассажиропотока на линии к суммарному пассажиропотоку в системе). Наконец, в варианте 8 в качестве расчетного задания были приняты $\bar{m}$ и $\bar{L}$, определенные из решения задачи (1). Такое задание в составе ТЗ на первый взгляд, должно обеспечить создание самолета наиболее близкого к оптимальному с точки зрения эффективности всей авиатранспортной системы (вариант 2).

Таким образом, рассмотрены наиболее «разумные» способы выбора расчетного случая.

Из представленных результатов следует, что самолеты, параметры которых определялись исходя из эффективности выполнения одного расчетного задания x^* (варианты 3-8), превосходят оптимальный в смысле (1) вариант при их выполнении (см. рис. 3).

Однако при выполнении всей совокупности заданий X они проигрывают ему в по критерию $F(X, y)$ от 6,5 до 10 % (цена агрегирования множества X). Варианты 6 в 8 вообще не обеспечивают выполнение всех заданий X - недостаточна дальность полета.

Следует отметить характерную особенность самолетов, спроектированных под расчетный случай: они отличаются большими расчетными скоростями полета. Это вызвано тем, что в множестве X много авиалиний малой протяженности - до 800 км, на которых не реализуются скоростные качества самолетов.

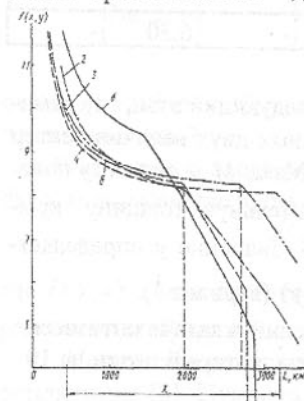


Рис. 3.

Данный пример иллюстрирует также непригодность локального критерия $f(x^*, y)$ для сравнительной оценки самолетов. На рис. 4 показана зависимость прибыли за тонно-километр от протяженности авиалинии для некоторых вариантов самолетов из таблицы. Из графиков видно, что вариант 4 является предпочтительным почти на всем диапазоне дальностей от 1000 до 3209 км. Однако такая оценка не учитывает системных ограничений сети авиалиний, в частности, минимально допустимую частоту рейсов, обусловленную требованием регулярности движения. Поэтому в реальных условиях самолет 4 на большинстве линий будет эксплуатироваться недогруженным и уступать варианту 2.

Таким образом замена множества заданий расчетным заданием на ранних стадиях разработки сложных технических систем, а самолета, в частности, приводит к нежелательным ошибкам проектирования.

Список литературы: 1. Пиявский С.А., Брусов В.С., Хвилон Е.А. Оптимизация параметров многоцелевых летательных аппаратов. М.: Машиностроение, 1974. 2. Гермейер Ю.Б. Введение в теорию исследования операций. М.: Наука, 1971. 3. Проектирование самолетов / Под ред. С.М. Егера. - М.: Машиностроение, 1983.

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ НОВЫХ РЕШЕНИЙ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ТЕХНИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ

Брусов В.С. (Политехника, г. Жешов, Польша)

Design of engineering systems is associated with quest for new designs and technical solutions. The paper presents an approach to the technical and economical estimation of application these solutions.

Процесс проектирования неразрывно связан с поиском новых технических решений, имеющих самый различный характер и оказывающих воздействие на любой агрегат или свойство проектируемого объекта. Так, например, новая схема механизации крыла самолета изменяет его взлетно-посадочные, летно-технические и весовые характеристики, применение композиционных материалов ЛА влияет на весовые, маневренные и стоимостные показатели и т.д. Для обоснования целесообразности использования того или иного решения по проекту, очевидно, необходимо оценить влияние этого решения на основные характеристики ЛА и, прежде всего, на показатель эффективности.

Каждое новое техническое решение, включенное в арсенал проектировщика, изменяет возможности по созданию того или иного объекта, т.е. деформирует соответствующим образом область его допустимых признаков (см. [1]). Поэтому для правильной оценки влияния нового технического решения на облик объекта и его эффективность необходимо скорректировать систему связей математической модели, описывающей эту область. Как правило, изменения, вносимые в систему связей, незначительны и затрачивают лишь несколько соотношений модели. Однако даже при изменении нескольких соотношений возникает потребность в перестройке алгоритма модели. Возникающие при этом трудности приводят к тому, что оценка эффективности технических решений на основе математических моделей облика того или иного объекта в практике проектирования, как правило, не осуществляется. Обычно используются приближенные методики, обеспечивающие точность, значительно более низкую, чем математическая модель.

Характерным примером такого подхода к оценке технического решения является широко распространенный при проектировании самолетов и других ЛА метод градиентов, основанный на линеаризации показателя эффективности

$$\Delta F = \sum_{i=1}^k \frac{\partial F}{\partial p^i} \Delta p^i \quad (1)$$

где $\frac{\partial F}{\partial p^i}$ - частная производная оптимизируемого показателя эффективности ЛА по признаку p^i .

Отметим одну принципиальную особенность вычисления показателя эффективности и его производных, без учета которой невозможно корректное использование этого метода в практике проектирования. Для этого рассмотрим показатель эффективности $F(x, y)$, в котором x независимая переменная, а y — зависимая, определяемая неявной функцией от x :

$$\Phi(x, y) \quad (2)$$

В этом случае $F(x, y)$ фактически является функцией независимых переменных, которая вычисляется указанным способом, а его полная производная с учетом правила дифференцирования неявных функций

$$\frac{dy}{dx} = - \frac{\frac{\partial \Phi}{\partial x}}{\frac{\partial \Phi}{\partial y}}$$

задается соотношением

$$\frac{dF}{dx} = \frac{\partial F}{\partial x} - \frac{\partial \Phi}{\partial x} \frac{\partial F}{\partial y} / \frac{\partial \Phi}{\partial y} \quad (3)$$

Задачи оптимального проектирования, как правило, являются задачами на условный экстремум. Поэтому производные при приращениях независимых переменных в (1) должны определяться соотношением (3). Вычисление же производной с учетом связи (2) представляет собой самостоятельную проблему, решение которой возможно лишь на основе полных математических моделей облика проектируемого объекта.

Метод градиентов (1) накладывает также ряд существенных ограничений на оцениваемые технические решения. При их оценке должно обеспечиваться малое изменение признаков ЛА, неизменность летно-технических и других функциональных характеристик ЛА и т.п.

Кроме того, он неприемлем для недифференцируемых показателей эффективности, так как в этом случае не только резко возрастает погрешность в оценке (рис. 1), но может быть получен обратный результат (рис. 1, пункт).

Между тем многие проектные зависимости недифференцируемы в диапазоне их применения, что обусловлено, например, спецификой моделирования заданных в ТЗ ограничений, различных норм, и т.п.

Автоматизация разработки проектных моделей [1] позволит облегчить и их модификацию. Благодаря этому появляется возможность существенно повысить достоверность оперативной оценки эффективности принимаемых технических решений путем непосредственного вычисления приращения ΔF по модели.

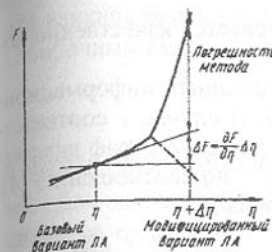


Рис.1.

Рассмотрим особенности модификации проектных моделей на основе предложенных в [1] процедур. Модификация проектной модели, вызванная необходимостью моделирования нового технического решения, по сути сводится к изменению способа определения некоторых признаков ЛА по соотношениям математической модели [1].

Выделим три характерных случая.

1. Модификация модели не влияет на способ определения переменной. Иными словами,

принятие технического решения не влияет непосредственно на соответствующий признак технического объекта.

2. В модифицированной модели переменная определяется по новому соотношению, правая часть которого зависит от переменной, определяемой прежним образом:

$$y^{\text{нов}} = \phi^{\text{нов}}(y^{\text{ст}}, \dots) \quad (4)$$

Типичным примером таких соотношений являются формулы с «поправкой» на новое техническое решение

$$y^{\text{нов}} = y^{\text{ст}} + \Delta y^{\text{ст}} \quad (5)$$

или

$$y^{\text{нов}} = K_y y^{\text{ст}}, \quad (6)$$

где изменение признака y , например, от установки нового оборудования учитывается в виде добавки $\Delta y^{\text{ст}}$ к значению $y^{\text{нов}}$, определяемому по прежней методике (см. (5)), или как пропорциональное увеличение прежнего значения $y^{\text{ст}}$ с коэффициентом K_y (см. (6)).

Следует отметить часто используемый прием, согласно которому в соотношениях типа (2) в качестве $y^{\text{ст}}$ используется не вычисленная по прежней формуле величина, а значение y , определенное по исходной модели для базового варианта (прототипа). Этот прием приводит к систематической ошибке, что иллюстрирует следующий пример.

Пусть техническое решение — это новая система механизации крыла самолета, не учтенная ранее в модели. Задано $m^{\text{ст}}$ — значение массы крыла, вычисленное по исходной модели. Новая система увеличивает массу крыла на 5%. Тогда, в соответствии с упомянутым правилом, новая оценка массы крыла будет равна $1,05 m^{\text{ст}}$. В действительности $m^{\text{ст}}$ и $m^{\text{нов}}$ зависит от площади крыла, которая, в свою очередь, является функцией взлетной массы, а та — функцией массы крыла. То есть истинная оценка определяется уравнением $m^{\text{нов}} = 1,05 m^{\text{ст}}(m^{\text{нов}})$ и не совпадает со значением $1,05 m^{\text{ст}}$. Поэтому в выражении (4) величину $y^{\text{ст}}$ нельзя заменять величиной, вычисленной для прототипа, если это не обусловлено существом задачи.

3. В модифицированной модели переменная определяется качественно новой зависимостью.

С учетом выделенных выше трех типов переменных информационный граф модели изменится следующим образом. В случае 1 соответствующая вершина графа сохранится неизменной. В случае 2 в граф включается новый фрагмент, связанный с определением $y^{нов}$ по соотношению (4). На рис. 2 показан такой фрагмент для выражения вида (5).

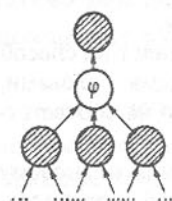


Рис. 2.

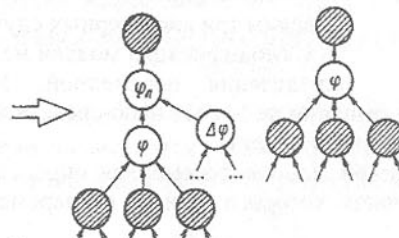
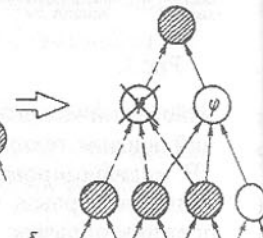


Рис. 3.



Наконец, в случае 3 фрагмент графа замещается новым. При этом в новом фрагменте требуется определить только те вершины, которые соответствуют новым переменным математической модели (рис. 3).

Преобразования информационного графа в случаях 2 и 3 не представляют принципиальных трудностей и реализуются в рамках диалоговой процедуры, аналогичной изложенной в [1]. Тогда модификация математической модели облика объекта может быть выполнена в два этапа. Первый - корректировка состава модели, выполняемая на основе корректировки информационного графа. Этот этап, так же как и определение состава модели, требует творческого участия проектанта. Второй - определение алгоритма модели, ничем не отличается от аналогичного этапа при разработке проектной модели (см. [1]).

При модификации проектной модели, точнее на первом ее этапе, трудноформализуемым является выбор тех признаков y , на которые непосредственно влияет новое техническое решение, т.е. определение переменных исходной модели, соответствующих случаям 2 и 3. Этот вопрос в том или ином виде приходится решать и при других способах оценки технических решений, в том числе и упрощенных. Так, в методе градиентов он сводится к выбору ненулевых членов в линейном разложении показателя эффективности (1).

Поясним сущность данного вопроса на приведенном выше примере оценки новой системы механизации крыла. Эта система оказывает влияние на массу крыла $m_{кр}$, аэродинамические коэффициенты C_x и C_y и аэродинамическое качество K . Однако изменение K полностью определяется изменениями C_x и C_y , и если учесть влияние системы в соотношении для K , то

это влияние будет учтено дважды, что приведет к неверным результатам. Ошибочным будет также выражение

$$\Delta F = \frac{\partial F}{\partial m_{кр}} \Delta m_{кр} + \frac{\partial F}{\partial C_x} \Delta C_x + \frac{\partial F}{\partial C_y} \Delta C_y + \frac{\partial F}{\partial K} \Delta K$$

в методе градиентов, так как приращения ΔC_x , ΔC_y и ΔK взаимосвязаны. Для выявления подобных ситуаций после модификации информационного графа необходимо построить его подграф следующим образом. Оставить в графе только вершины, соответствующие признакам объекта, на которые оказывает влияние новое техническое решение (выделенные выше случаи 2 и 3). Дуга между вершинами существует только в том случае, если в графе существовал путь между ними (т.е. один из признаков зависит от другого). Данный граф назовем графом модификаций. На рис. 4, 5 схематично изображены информационный граф (рис. 4) и граф модификаций (рис. 5) для рассмотренного примера.

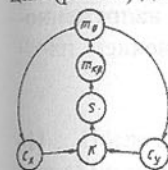


Рис. 4.

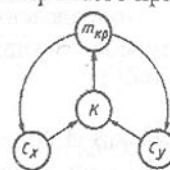


Рис. 5.

Сформулируем следующее правило. Если изменение признака y в результате принятия технического решения обусловлено только изменениями признаков, дуги от которых входят в вершину y в графе модификаций, то соотношение для y изменять не следует (соответствующий член в разложении (1) должен быть равен нулю). В графе на рис. 3 б данному правилу отвечает аэродинамическое качество K .

Таким образом, корректировка проектной модели объекта, вызванная необходимостью оценки эффективности нового технического решения, осуществляется в результате итерационного повторения следующих операций: модификация модели - формирование графа модификаций - анализ графа модификаций проектантом и исправление выявленных неточностей (т.е. вновь модификации модели) и т.д.

Список литературы: 1. Брусов В.С., Баранов С.К. Оптимальное проектирование летательных аппаратов. Многоцелевой подход. М.: Машиностроение. 1989. 230 с.

РОЛЬ ДИСЛОКАЦИОННОЙ СТРУКТУРЫ ОБРАБАТЫВАЕМОГО МАТЕРИАЛА В ЕГО САМООРГАНИЗАЦИИ

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

There was established a functional dependence between the coefficient of dislocational structure of the material being handled and its physical and mechanical

state what allows to determine the ways of forming the superficial layer of the handled part with frictional-energy adaptability.

Процессы формирования физико-механических свойств поверхностного слоя деталей машин в процессе их механической обработки протекают в различных условиях напряженного состояния материала. Особую роль в этих процессах играют термодинамические явления, так как пара трения «инструмент–деталь» обычно рассматривается как открытая термодинамическая система, в которую под влиянием внешнего источника энергии воздействия и существования флуктуаций образуется диссипативная структура как результат конкуренции между дестабилизирующими и стабилизирующими процессами. Рентгеновские исследования показали, что зона обработки представляет собой структуру с большими микронскажениями и высокой плотностью дефектов кристаллического строения.

Пусть в момент времени τ в материале поверхностного слоя обрабатываемой детали устанавливается определенное напряженно-деформированное состояние, характеризующееся текущим значением плотности дислокации $\rho_{\text{тек}}$ [1]:

$$\rho_{\text{тек}} = \frac{\sigma_p - \sigma_m}{G \cdot b_k} \left(\frac{a_0}{\tau} + \omega_v \right), \quad (1)$$

где σ_p – напряжение, необходимое для разрыва сплошности материала при резании;

σ_m – предел текучести обрабатываемого материала;

G – модуль сдвига;

b_k – вектор Бюргерса;

ω_v – частота появления новых поверхностных источников дислокаций, принимается для сталей $\omega_v = 0,192 \text{ с}^{-1}$ [1];

a_0 – относительная величина, характеризующая источники дислокации, которые начинают работать при времени деформирования, равном нулю.

Из выражения (1) следует, что

$$\tau = \frac{\rho_{\text{тек}} \cdot G \cdot b_k}{\omega_v (\sigma_p - \sigma_m)} - \frac{a_0}{\omega_v}. \quad (2)$$

Поскольку при формировании поверхностного слоя обрабатываемой детали в материале накапливается значительная часть энтропии [2], естественно предположить, что, если до механической обработки детали материал имел начальную плотность энтропии E_0 , то в сформированном поверхностном слое накапливается дополнительная плотность энтропии ΔS и ее суммарная величина S_Σ определяется по формуле:

$$S_\Sigma = S_0 + \Delta S. \quad (3)$$

Для текущего момента времени τ зависимость (3) можно переписать в виде

$$S_0 + \int_0^\tau S d\tau = S_\Sigma \quad \text{или} \quad \int_0^\tau S d\tau = S_\Sigma - S_0. \quad (4)$$

Анализ термодинамической системы, определяющей процесс механической обработки детали, позволил получить следующее выражение [2]:

$$\int_0^\tau d\tau \cdot \int_v S dv = \varepsilon (S_\Sigma - S_0) \int_v dv, \quad (5)$$

где v – объем материала, находящегося в напряженно-деформированном состоянии в зоне формирования поверхностного слоя детали;

ε – коэффициент, учитывающий часть энтропии, накапливаемой в материале поверхностью слоя обрабатываемой детали.

Так как величина $\int_v S dv$ не зависит от времени τ , то справедлива запись

$$\tau \int_v S dv = \varepsilon (S_\Sigma - S_0) v. \quad (6)$$

После подстановки в формулу (6) вместо τ его значения, из выражения (5) и последующего преобразования с учетом зависимостей (1) и (2) получается:

$$(\rho_{\text{тек}} \cdot G \cdot b_k - a_0 (\sigma_p - \sigma_m)) \int_v S \cdot dv = \varepsilon \cdot \omega_v (S_\Sigma - S_0) \cdot (\sigma_p - \sigma_m) \cdot v. \quad (7)$$

Исследованиями В.К. Старкова [1], Б.И. Смирнова [3] и других ученых [4,5] установлена функциональная связь между энергией движения дислокаций, участвующих в пластической деформации металлов (скрытой энергией деформирования), и изменением энтропии, накопленной микрообъемом деформируемого материала. В общем виде скрытая энергия деформирования поверхностного слоя детали E_c , подвергнутой механической обработке, определяется по формуле [1]

$$E_c = \frac{G \cdot b_k^2}{4\pi(1-\mu)} \ln \frac{\bar{R}}{r_0} \int \rho(v) dv, \quad (8)$$

где μ – коэффициент Пуассона;

$\bar{R}$ – среднее расстояние между соседними дислокациями: $\bar{R} = \frac{1}{\sqrt{\rho(v)}}$;

здесь $\rho(v)$ – средняя плотность дислокаций для всего деформированного объема материала v ;

$$\overline{\rho(v)} = \frac{1}{v} \int \rho(v) dv;$$

r_0 – радиус ядра дислокации, примерно равный вектору Бюргерса b_k .

Принимая $\int_V \rho(v) dv = \rho_{\text{нач}}$ и учитывая связь между скрытой энергией деформирования E_c и изменением энтропии $\int_V S dv$ [1, 6], выражение (7) после соответствующих преобразований примет вид

$$\rho_{\text{тек}} = \frac{a_0(\sigma_p - \sigma_t)}{2G \cdot b_k} + \frac{\sqrt{(\sigma_p - \sigma_t) b_k \cdot \ln(\bar{R}/r_0) \left(a_0^2(\sigma_p - \sigma_t) b_k \cdot \ln(\bar{R}/r_0) + 8\varepsilon\omega_v \cdot \pi(1-\mu)(S_\Sigma - S_0) \right)}}{2Gb_k^2 \cdot \ln \frac{\bar{R}}{r_0}}. \quad (9)$$

Основным эксплуатационным показателем дислокационной структуры поверхностного слоя обработанной детали, согласно исследованиям [6], следует принимать показатель дислокационной насыщенности $K_p = \rho_{\text{тек}} / \rho_{\text{исх}}$. Поэтому полученную формулу (9) можно преобразовать к виду, более приемлемому для анализа и практического использования:

$$K_p = \frac{a_0(\sigma_p - \sigma_t)}{2G \cdot b_k \cdot \rho_{\text{исх}}} + \frac{\sqrt{(\sigma_p - \sigma_t) b_k \cdot \ln(\bar{R}/r_0) \left(a_0^2(\sigma_p - \sigma_t) b_k \cdot \ln(\bar{R}/r_0) + 8\varepsilon\omega_v \cdot \pi(1-\mu)(S_\Sigma - S_0) \right)}}{2Gb_k^2 \cdot \ln(\bar{R}/r_0) \rho_{\text{исх}}}. \quad (10)$$

Выражение (10) показывает сложную нелинейную зависимость показателя дислокационной насыщенности поверхностного слоя детали K_p от энергетического состояния материала и его физико-механических свойств. При этом переход материала поверхностного слоя обрабатываемой детали из одного энергетического состояния в другое, по-видимому, происходит скачкообразно вследствие дискретного изменения относительной величины a_0 и ограничений на среднее расстояние между соседними дислокациями $\bar{R}$, которое предопределяет разрушение материала [5, 7]. Следовательно, можно предположить, что существуют уровни состояния материала поверхностного слоя обрабатываемой детали, которые обусловлены сформировавшейся дислокационной структурой, что подтверждает исследования о дискретности изнашивания и измерения внутренней энергии материала [1, 5, 6].

Экспериментальные исследования структурной самоорганизации материала поверхностного слоя обрабатываемой детали показали, что для каждой марки стали или сплава можно выделить область значений показателя дислокационной насыщенности K_p в которой релаксационная струк-

тура не будет превышать наперед заданной величины для данного конструкционного материала и условий эксплуатации детали. Это позволяет прогнозировать конструкционную прочность материала, предупреждать преждевременное его разрушение и обеспечивать трибознергетическую приспособляемость материала в узлах трения. В результате открываются новые возможности в управлении качественными показателями поверхностного слоя деталей путем приспособления дислокационной структуры материала к изменяющимся условиям эксплуатации.

Использование внутренних ресурсов структурной приспособляемости обрабатываемых материалов открывает дополнительные резервы в повышении приспособляемости деталей машин, создав в машиностроении новое синергетическое направление решений проблемы обеспечения надежности и долговечности машин и механизмов. Благодаря установленной самоорганизации дислокационной структуры конструкционных материалов становится возможной разработка принципиально новых способов обработки сталей и сплавов, в основе которых лежит процесс формирования поверхностного слоя с минимальной внутренней энергией: абразивная доводка деталей текстолитовыми притирами, термоупрочняющая обработка деталей в магнитном поле, механическая обработка материалов с наложенными напряжениями и другие [6]. По существу, выполненные исследования роли дислокационной структуры обрабатываемого материала в его самоорганизации представляют собой основы создания функционально-параметрической модели самоорганизующейся дислокационной структуры материала поверхностного слоя обрабатываемой детали с трибознергетической приспособляемостью.

Список литературы: 1. Старков В.К. Дислокационные представления о резании металлов. - М.: Машиностроение, 1979. - 160 с. 2. Рыжкин А.А., Дмитриев В.С., Климов М.М. и др. Физические основы обработки материалов резанием: Учебное пособие - Ростов-на-Дону: Изд-во ДГТУ, 1996. - 354 с. 3. Смирнов Б.И. Эволюция дислокационной структуры и упрочнение кристаллов: Автореферат дисс. на соиск. уч. степени доктора техн. наук. - Л.: Физико-технический институт РАН, 1973. - 33 с. 4. Халл Д. Введение в дислокации // Пер. с англ. - М.: Атомиздат, 1968. - 280 с. 5. Рыбакова Л.М., Куксенова Л.И. Металловедение в науке о трении и изнашивании // Металловедение и термическая обработка металлов. - 1985, №5. - С. 16-23. 6. Бутенко В.И. Формирование и изнашивание поверхностного слоя детали. - Таганрог: Изд-во ТРТУ, 1999. - 193 с. 7. Бутенко В.И. Металловедческие основы конструкционной прочности сталей и сплавов: Учебное пособие. - Таганрог: Изд-во ТРТУ, 1995. - 107 с.

Войнаровский Ю., Калинин В.

(Силезский технический университет, г. Гливице, Польша)

Modification of the elements construction shape enables to model the mechanical properties of the system insulators. There are a form and a size of the hysteresis loop on which depends mean stiffness in the neighborhood of the static equilibrium point, also value of the mechanical energy dissipated in one cycle of the vibration.

Для защиты оборудования, машин, людей – операторов машин и окружающей среды от динамических воздействий применяются специальные упругие элементы или системы – амортизаторы, которые устанавливаются между изолируемым объектом и опорной поверхностью.

Задачи активной и пассивной виброизоляции решаются одинаковыми средствами, поскольку расчетные коэффициенты определяются одинаково, как при активной, так и при пассивной виброизоляции [2].

Система виброзащиты особенно эффективна, если собственная частота колебаний системы мала по сравнению с частотой возмущения. Для обеспечения низкой собственной частоты колебаний изолируемого объекта необходимо сделать систему виброизоляции достаточно податливой. Весьма низкие собственные частоты и высокую эффективность амортизации можно получить при подвеске объекта на амортизаторах с квазиулевой жесткостью [1].

Демпфирование ухудшает эффективность виброзащиты в области высоких частот, но зато снижает резонансные пики и позволяет снизить длительность переходных процессов и ограничить амплитуды при пуске и остановке системы. Поэтому следует применять амортизаторы с одинаковыми коэффициентами жесткости в зоне рабочей характеристики но с разными значениями коэффициентов затухания, эквивалентным коэффициентам вязкого сопротивления движения, которые используются в технических расчетах колебаний машин.

На рис. 1 представлена схема резино-металлического амортизатора фирмы Виброинсталь, Польша, который позволяет за счет сил трения изменять степень демпфирования. В стальном цилиндрическом стакане помещен упругий резиновый элемент переменного сечения (типа внутренней поверхности тороида). Амортизатор предназначен для работы в вертикальном положении.

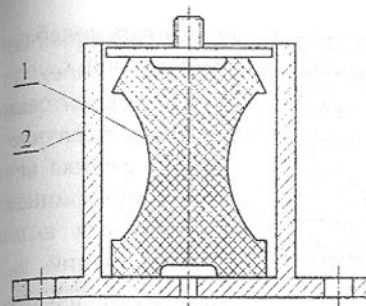


Рис. 1. Амортизатор с элементом переменного сечения

Модификация формы боковой поверхности верхней конусной части резинового элемента приводит к значительному изменению характера формы гистерезисной петли амортизатора, что показано на рис. 2. Следует обратить внимание на факт образования кроме внешних и внутренних петель гистерезиса, соответствующих уровню статической нагрузки амортизатора.

Существенное влияние на положение и высоту локальных петель оказывает переход от цилиндрической к конусной форме верхней части упругого элемента. Этот

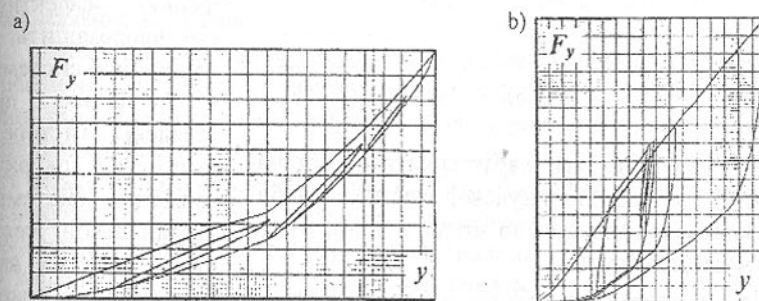


Рис. 2. Глобальные и локальные петли гистерезиса амортизатора переменного сечения с разной формой верхней части упругого элемента
а) конусной, б) цилиндрической

факт объясняется влиянием сил трения между резиновым элементом и поверхностью стакана. В этом случае уменьшается средняя жесткость амортизатора в зоне статической нагрузки при постоянной амплитуде колебаний x_0 . При этом, коэффициент демпфирования, пропорциональный вязкому сопротивлению будет равен:

$$b_{\text{экв}} = \frac{h}{\omega},$$

где h – постоянная гистерезисного демпфирования, пропорциональна площади петли гистерезиса соответствующей колебаниям с амплитудой x_0 ,

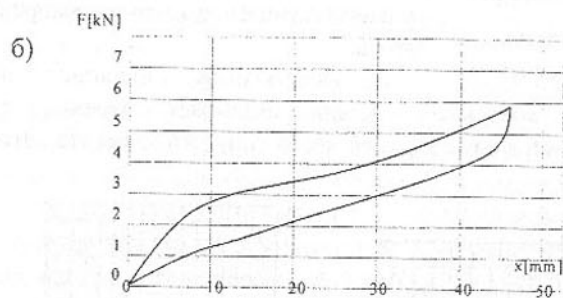
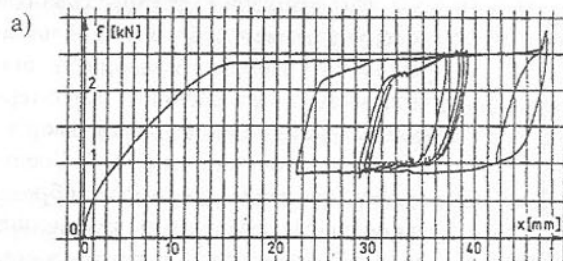


Рис. 3. Силовые характеристики виброзащитной системы квазинулевой жесткости кабины мостового крана а) до модификации, б) после модификации

часть в себя вертикальную несущую пружину и две одинаковые боковые корректирующие пружины.

Одним из вариантов таких систем является виброзащита кабины оператора мостового крана, в которой использован рычажный механизм с вращательными и поступательными кинематическими парами. Вследствие возникновения трения в кинематических парах эффективность виброзащитной системы несколько снизилась, однако верхняя и нижняя ветви гистерезисной петли остались горизонтальными, что соответствует нулевой жесткости рабочей части характеристики амортизатора.

Для низкочастотных составляющих ускорения в спектре колебаний, передаваемых на виброизолируемый объект, модификация значительно повышает эффективность системы. Локальные петли гистерезиса (рис.3а) отвечают большой величине средней жесткости системы и создаваемого ею сопротивления.

С целью уменьшения высоты и площади глобальной и локальной петель гистерезиса виброзащитной системы квазинулевой жесткости (что очень важно для транспортных машин) разработана конструкции с ограниченным количеством кинематических пар. С этой целью в систему введе-

ω - частота колебаний с амплитудой x_0 .

Можно заметить, что в случае б (рис. 2) средняя величина коэффициента жесткости для амплитуды колебаний x_0 в области рабочей точки рассматриваемой на рисунке значительно больше: чем для случая а. Приводит это к значительному ухудшению эффективности виброзащиты механической системы.

На рис. 3 представлены гистерезисные петли для виброзащитной системы с квазинулевой жесткостью. Система вклю-

ны корректирующие гибкие стержни волнообразной формы, поджатыми в продольном направлении и жестко защемленными по концам в корпусе амортизатора.

Схему амортизатора другого вида представлено на рис. 4.

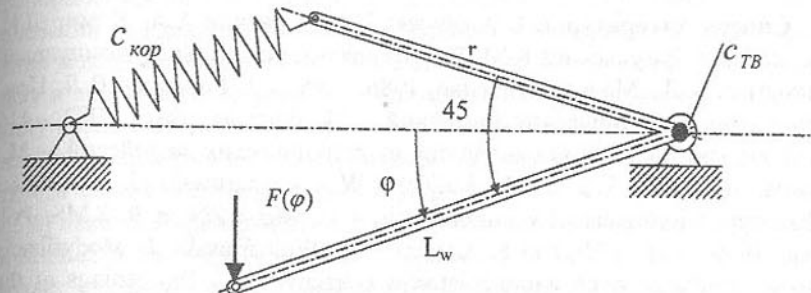


Рис. 4. Схема рычажной системы виброзащиты квазинулевой жесткости с торсионным валом

Вместо вертикальной несущей цилиндрической пружины применен торсионный вал. На этом валу установлен двух плечий рычаг. К одному концу рычага присоединена боковая корректирующая пружина, второй конец подсоединен к изолируемому объекту. Система виброизоляции содержит четыре амортизатора. В связи с тем, что при нулевой жесткости трудно получить стабильность положения изолируемого объекта, для системы виброзащиты кабины оператора рабочей машины применены амортизаторы, характеристики которых представлены на рис. 5.

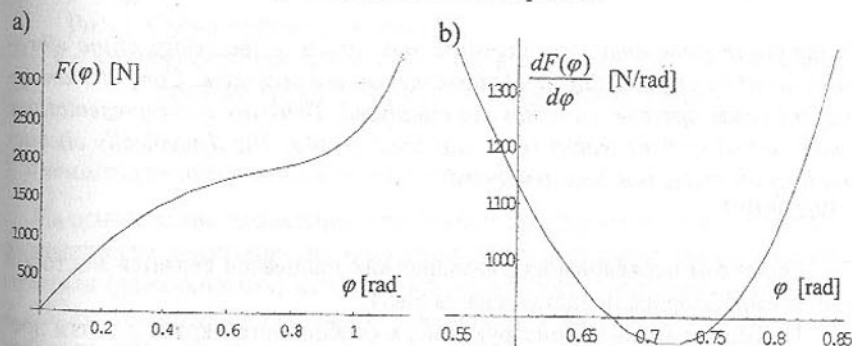


Рис. 5. Характеристики амортизатора с торсионной подвеской в функции угла поворота рычага

а) сила, б) жесткость

Таким образом, виброизоляторы в системах виброзащиты имеют характеристики в виде петель гистерезиса сложной формы, свойства которых можно изменять в широких пределах с помощью конструктивных

средств, в результате чего получить требуемые свойства для конкретных условий виброзащиты технического объекта. Однако при этом следует учитывать влияние износа рабочих поверхностей резины амортизатора на его характеристику.

Список литературы: 1. Алабужев П.М., Гритчин А.А., Кимир Л.И. и др.; под ред. Рагульска К.М. Виброзащитные системы с квазиупругой жесткостью. — Л.: Машиностроение, 1986. — 95 с. 2. Бидерман В.Л. Прикладная теория механических колебаний. — М.: Высшая школа: 1972. — 416 с. 3. Илинский В.С. Защита аппаратов от динамических воздействий. — М.: Энергия, 1970. — 320 с. 4. Kaliński W., Wojnarowski J. Własności mechaniczne wibroizolatorów puszkowych. — Gliwice.: ZN nr 9, KMS, Pol. Śląska, 1999. — s. 177-180. 5. Kaliński W., Wojnarowski J. Modyfikacje własności mechanicznych wibroizolatorów puszkowych. — Proceedings of the 8th ISC AMME'99, 1999. S. 277280. 6. Singiresu S. Rao. Mechanical vibrations. — Reading, Massachusetts: Addison — Wesley Publishing Company: 1995. — 912 с.

КОМПЬЮТЕРНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ МОСТОВОГО КРАНА, ВОЗБУЖДАЕМЫХ МЕХАНИЗМОМ ПОДЪЕМА ГРУЗА

Войнаровский Ю., Калински В., Маргилевич Е.

(Силезский технический университет, г. Гливице, Польша)

In the paper some numerical investigations results of the bridge crane vibrations caused by crane lifting mechanism motion are presented. Computer analysis of the crane operator cabin has been analysed. There are two representations of mechanical systems transformed into bond graphs. The dynamically characteristic of the crane has been presented.

1. ВВЕДЕНИЕ

Объектом исследования динамических процессов является мостовой кран, схема которого представлена на рис. 1.

На основе анализа конструктивных особенностей крана с точки зрения распределения инерционных и демпфирующих параметров системы разрабатывается его феноменологическая модель и строится соответствующий ей граф связей. Особенностью применения метода графов связей является возможность сравнительно простого введения в модель непосредственно самого крановщика, что позволяет оценить степень воздействия вибраций на организм человека. Особенно это относится к определению ускорений массы, представляющей в модели тело машиниста крана. При

составлении феноменологической модели закладываются упругие связи между сосредоточенными инерционными элементами (например, упруго деформируемый подшипник — связь между барабаном механизма подъема и тележкой), а также учитывается рассеивание энергии путем введения пропорционального вязкостному сопротивлению коэффициента затухания колебаний, найденного на основе результатов экспериментального проведения модального анализа [3]. К массе кабины добавляется масса крановщика и полученная система подсоединяется соответствующими связями к мосту крана с учетом затухания колебаний. В некоторых типах кранов кабина подвешивается на упругих элементах, что обуславливает малую жесткость связей. Решение задачи, представленной в форме графа связей [4,5,6] наиболее эффективно осуществляется при использовании библиотеки MatLab и пакета компьютерных программ SimuLink. Такой подход позволяет учитывать импульсный характер нагружения системы, имеющего место при прерывистом характере движения (без учета влияния механизма подъема груза), что было подтверждено результатами экспериментального исследования мостовых кранов [2].

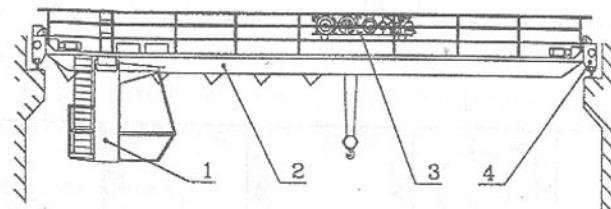


Рис. 1. Схема мостового крана [1]

1 — кабина оператора, 2 — мост, 3 — подвижная тележка с механизмом подъема груза, 4 — механизм перемещения моста

2. Феноменологическая модель мостового крана

На основе выше изложенного подхода и предварительного определения динамических характеристик элементов системы разработана феноменологическая (динамическая) модель мостового крана, представленная на рис. 2. Следует отметить, что в массу m_1 включена и масса крановщика. Основные параметры феноменологической модели представлены в табл. 1.

Воздействие на мост крана механизма подъема груза учитывается посредством размещения тележки в четырех последовательных положениях на мосту крана (соответствующие этим положениям приведенные массы обозначены: m_1, m_2, m_3, m_4).

№п/п	Инерциальный параметр I_i		Параметр демпфирования $R_i \left[\frac{\kappa H}{M/c} \right]$	Жесткость $C_i [\kappa H/M]$
	Масса $[\kappa z]$	Момент инерции $[\kappa z M^2]$		
1	1100		15	1537
2	2520		0.5	3117
3	2520		0.5	3117
4	2520		0.5	3117
5	2520			3117
6	2520			3117
7	1300			5273
8	130			5273
9	12500			412
10		173.53		1470
11		0.742		147300

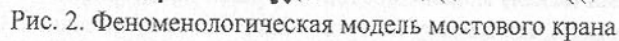
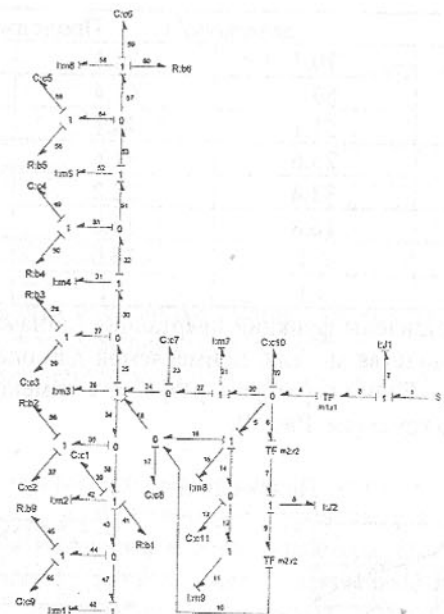


Рис. 3. Граф связей феноменологической модели мостового крана
(модули трансформаторов графа равны $r_1=0.18m$ $r_2=0.18m$)

На основе разработанного графа связей выполнен численный эксперимент с целью определения динамических параметров мостового крана обусловленных влиянием местоположения тележки с механизмом подъема груза. Численный эксперимент по исследованию мостового крана при прерывистом его движении был выполнен с помощью компьютерной программы GBOND, разработанной на кафедре Механики, Роботов и Машин Силезкой Политехники. В табл. 2 представлены значения частот свободных колебаний мостового крана для четырех последовательных положений его тележки.

Таблица 2 - Частота свободных колебаний мостового крана в зависимости от местоположения поднимаемого груза

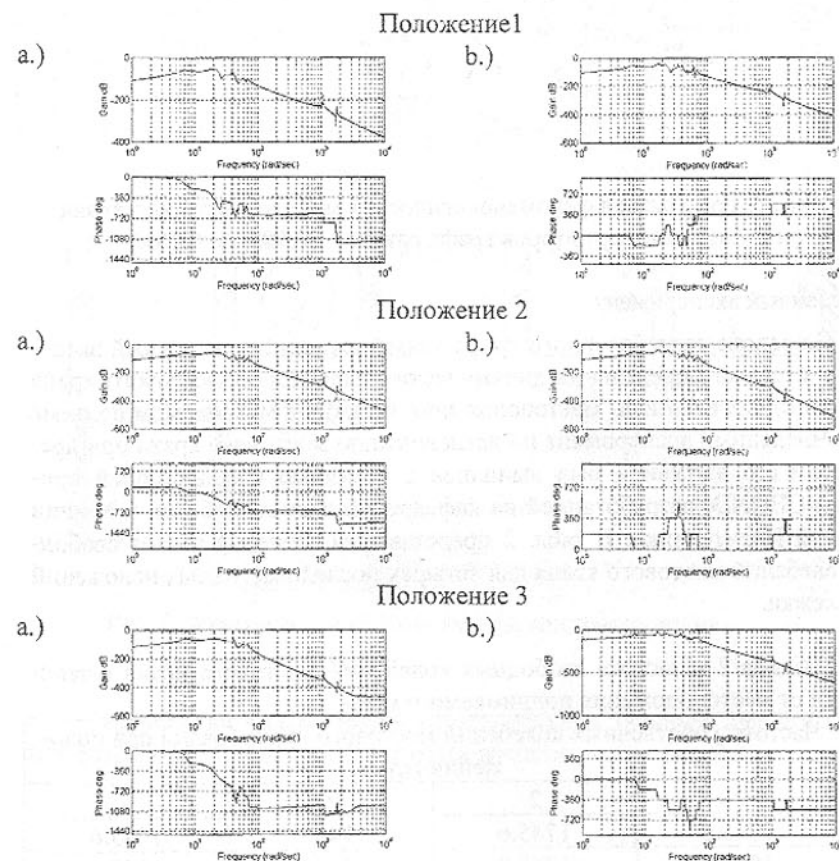
№ п/п	Частоты собственных колебаний мостового крана [рад/с] при положении груза			
	1	2	3	4
1	1745.6	1745.6	1745.6	1745.6
2	1067.9	1067.9	1067.9	1067.9



Продолжение таблицы 2

3	69.8	70.3	70.1	68.7
4	62.0	60.1	61.4	62.4
5	48.3	51.1	48.1	50.9
6	41.1	25.6	41.4	40.7
7	22.3	33.4	22.2	35.1
8	17.4	16.8	16.0	15.0
9	35.1	6.7	36.0	20.7
10	6.7	4.1	7.1	8.1

На рис 4 представлены функции инертности (динамического отклика), описывающие свойства модели, применяемой для оценки колебаний, воздействующих на кабину оператора в результате изменения местоположения поднимаемого груза (см. Рис. 2).



Положение

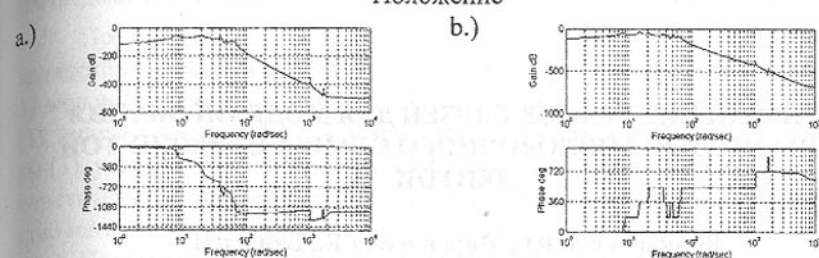


Рис. 4. Функция инертности кабины машиниста мостового крана в зависимости от местоположения поднимаемого груза

а) с учетом демпфирования, б) без учета демпфирования

4. Выводы

Результаты численного эксперимента позволяют оценить степень влияния импульсного возбуждения на уровень ускорений элементов мостового крана, в частности, кабины оператора. Полученные значения резонансных частот представляют значительный интерес для конструкторов, и получающих возможность выбрать такие скорости движения элементов системы, которые исключили бы негативные последствия резонансных явлений. С целью дальнейшего совершенствования предложенного метода следует учесть влияние механической характеристики двигателя и наличие системы управления мостовым краном.

Список литературы: 1. Бухач А. и др. Komputerowe wspomaganie syntezy i analizy podzespołów maszyn modelowanych grafami i liczbami strukturalnymi. – Gliwice.: ZN Pol. Śląska, s. Mechanika, z. 127, 1997. – 127 s. 2. Войнаровский Ю., Калинин В., Маргелевич Й. Компьютерные исследования колебаний мостового крана в перерывном движении. – Д.: сб. Трудов VI МН-ТК Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века, 1999. – с. 142-145. 3. Войнаровский Ю., Калинин В., Пиллих В. Исследование колебания мостовых кранов модальным методом. Тезисы докладов международной научно-технической конференции. 10-13 сентября 1996 – Донецк: ДонГТУ, 1996. – с. 43-44. 4. Karnopp D., Rosenberg R. System Dynamics: A Unified Approach. New York: John Wiley & Sons, 1975. 5. Wojnarowski J., Margielewicz J. Modelowanie elektromechanicznych układów napędowych metodą grafów wiązań. – Zakopane: Mat. XI Konferencji Problemy Rozwoju Maszyn Roboczych, z. 1, 1998. s. 381-388. 6. Wojnarowski J., Margielewicz J. Wyznaczanie charakterystyk dynamicznych elektromechanicznego układu napędowego mechanizmu jazdy wciągarki suwnicy pomostowej. – Zakopane:

ПРИМЕНЕНИЕ ГРАФОВ СВЯЗЕЙ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ДИНАМИКИ РАСПИЛОВОЧНОГО СТАНКА С ЗАМКНУТОЙ ЛЕНТОЙ

Войнаровский Ю., Маргилевич Е., Банась В.

(Силезский технический университет, г. Гливице, Польша)

The driving system is basic working system of the bandsaw, from his of dynamic parameters depends e.g.: quality cut area, speed of waste of conveyor belt. In spite simplicities of construction, equalizations describing system are very complicated and their acquaintance permits to improve of work. Following stages of modeling of driving system bandsaw from real system to discrete model in the bonds graphs has been introduced. Results of analytic investigation: courses temporary and dynamic characteristic has been placed.

1. Общее описание исследуемого объекта.

Распиливание представляет собой один из способов резания, который является составной частью процесса обработки материалов во многих отраслях промышленности, особенно на начальных стадиях получения заготовок. В данном случае, основным режущим инструментом является пила. С целью увеличения скорости распиливания, толщины стружки и повышения качества поверхности реза все более часто применяется ленточная бесконечная (замкнутая) пила. Пила представляет собой биметаллическую ленту, несущая часть которой выполнена из стали с высокими упругими свойствами, тогда как режущая часть выполнена из стали, легированной кобальтом.

В распиловочных станках, оснащенных замкнутыми пилами, последствия колебаний в системе оказывают значительное влияние на шероховатость стенок реза и их плоскостность, на надежность станка и количество тепла, образующегося при резании материала.

В качестве метода анализа динамики распиловочного станка использовался метод графов связей, который был предложен Г. Пойнтером [1,2] и в начале использовался для анализа установившихся и переходных процессов в электрических системах. Д. Карнопп и Р. Розенберг распространили область применения метода графов связей на механические и гидравлические системы [1,2].

2. Предмет исследований

Предметом исследований является распиловочный станок типа S-20 канадской фирмы HYD-MECH. В механической системе этого станка (рис. 1) можно выделить следующие основные узлы: привод ленточной пилы (1), направляющая рама (2), устройство смены ориентации плоскости ленты (3), устройство изменения угла наклона направляющей рамы (4), лентоочиститель (5), механизм зажима распиливаемого материала (6) и устройство натяжения ленты (7).

Подвижными элементами, определяющими динамику распиловочного станка, являются следующие узлы и детали: ротор приводного двигателя, ременная передача, червячная передача, ведущий шкив ленточной пилы, ленточная пила, ведомый шкив ленточной пилы. Эти элементы провоцируют колебания в системе, а параметры процесса резания и характеристики элементов системы влияют на форму и интенсивность колебаний.

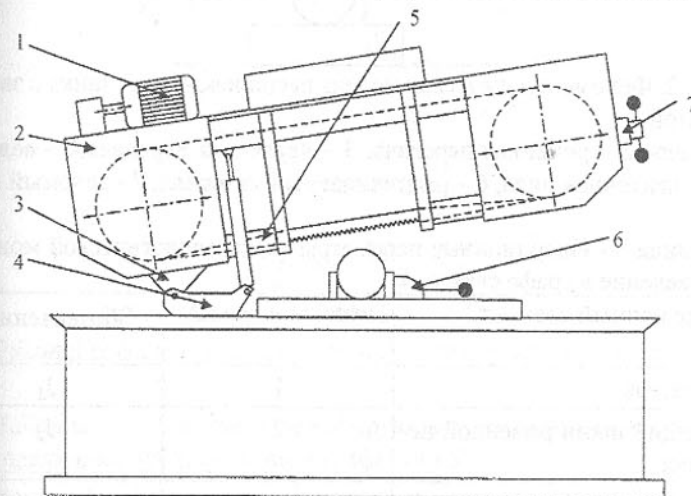


Рис. 1. Схема распиловочного станка

3. Динамическая модель распиловочного станка и результаты численного эксперимента

На основе технической документации распиловочного станка [3,4] и анализа конструкции была разработана его феноменологическая модель (рис. 2) и, соответственно, определены ее геометрические, инерционные, и демпфирующие параметры. На рис. 3 разработанная модель оформлена в виде графа связей, в котором кинематическое возмущение $S_f(f_{21})$ представлено в виде силы резания, действующей на ленточную пилу, тогда как

динамическое возмущение S_e представляет собой поток энергии, передаваемой системе от двигателя через привод станка.

В таблицах 1 и 2 показано соответствие элементов феноменологической модели и элементов графа связей.

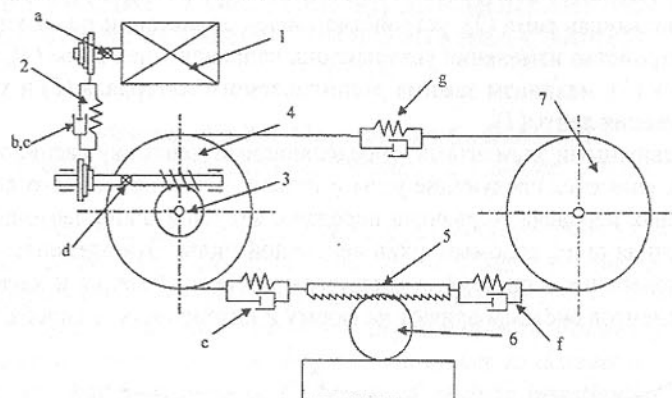


Рис. 2. Феноменологическая модель распиловочного станка с замкнутой лентой

1 - двигатель, 2 - ременная передача, 3 - червячная передача, 4 - ведущий шкив, 5 - ленточная пила, 6 - распиливаемый материал, 7 - ведомый шкив

Таблица 1 - Инерционные параметры феноменологической модели и их представление в графе связей

№ п/п	Инерционный элемент	Позиция на рис.2	Обозначение на рис.3
1	Двигатель	1	J_1
2	Ведущий шкив ременной передачи	2	J_2
3	Ведомый шкив ременной передачи	2	J_3
4	Ведущий шкив режущей ленты и червячная передача	3,4	J_4
5	Режущая лента	5	m_1
6	Ведомый шкив режущей ленты	7	J_5
7	Распиливаемый материал	6	

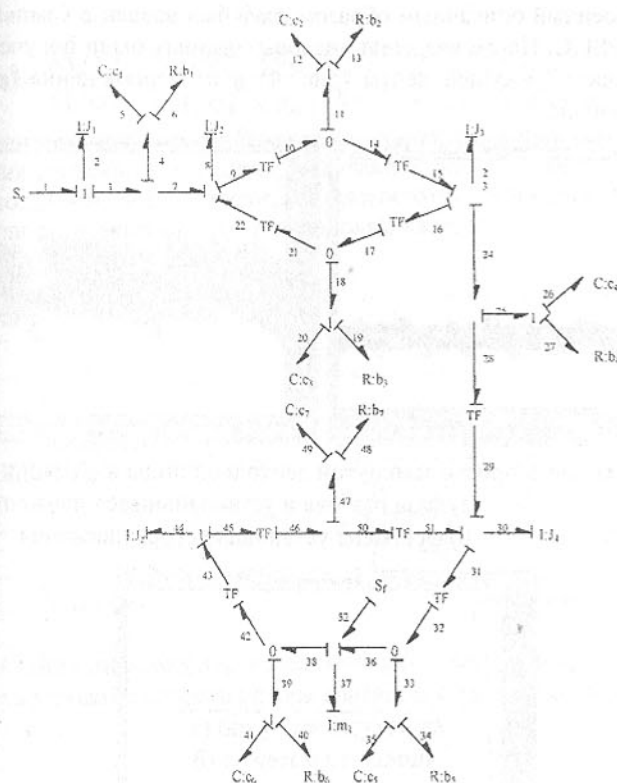


Рис. 3. Граф связей распиловочного станка с замкнутой ленточной пилой

Таблица 2 - Упругие и демпфирующие элементы феноменологической модели и их представление в графе связей

№ п/п	Элемент феноменологической модели	Позиция на рис.2	Обозначение на рис.3	
			Жесткость	Затухание
1	Вал двигателя	a	c_1	b_1
2	Клиновой ремень	b	c_2	b_2
3	Клиновой ремень	c	c_3	b_3
4	Червячная передача	d	c_4	b_4
5	Режущая лента	e	c_5	b_5
6	Режущая лента	f	c_6	b_6
7	Режущая лента	g	c_7	b_7

Построенный описанным образом граф был введен в компьютерную программу PSI С. После введения числовых данных были получены зависимости скорости режущей ленты (рис. 4) и ее перемещения (рис. 5) в функции времени.

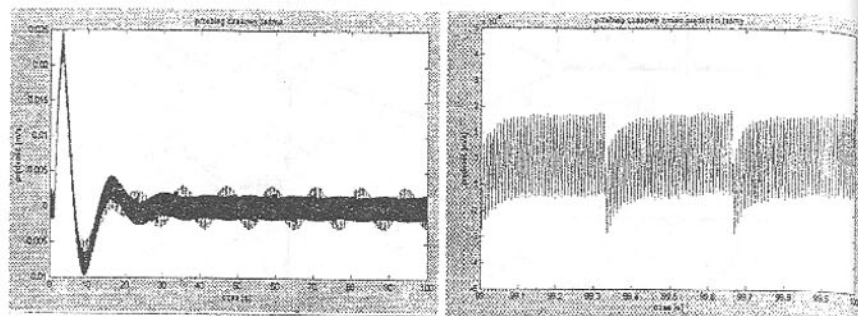


Рис. 4. Изменение скорости замкнутой ленточной пилы в функции времени
а) фаза разгона и установившееся движение
б) фрагмент установившегося движения

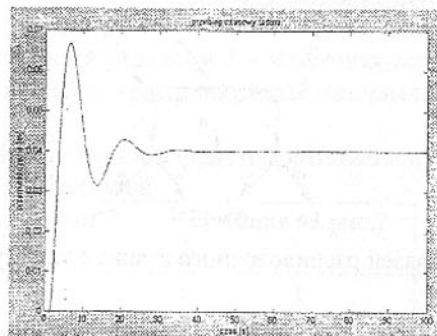


Рис 5. Характер перемещения замкнутой ленточной пилы в функции времени

Спектральный анализ позволяет с помощью графа связей выполнить преобразование системы (функции перехода). Это преобразование может быть также представлено операторной функцией, выражающей зависимость между выходным сигналом $X(s)$ и входным сигналом $Y(s)$:

$$G(s) = \frac{X(s)}{Y(s)} = \frac{b_m s^m + b_{m-1} s^{m-1} + \dots + b_1 s + b_0}{a_n s^n + a_{n-1} s^{n-1} + \dots + a_1 s + a_0}, \quad m \leq n \quad (1)$$

Подставляя в выражение (1) вместо переменной s переменную $j\omega$ (где $j = \sqrt{-1}$) получаем выражение для спектрального преобразования:

$$G(j\omega) = \frac{X(j\omega)}{Y(j\omega)} = \frac{b_m (j\omega)^m + b_{m-1} (j\omega)^{m-1} + \dots + b_1 (j\omega) + b_0}{a_n (j\omega)^n + a_{n-1} (j\omega)^{n-1} + \dots + a_1 (j\omega) + a_0} \quad (2)$$

Знаменатель выражения (2) является характеристическим уравнением движения системы, а его корни, называются полюсными частотами колебаний, тогда как корни числителя называются нулевыми, что может быть интерпретировано как антирезонансные частоты.

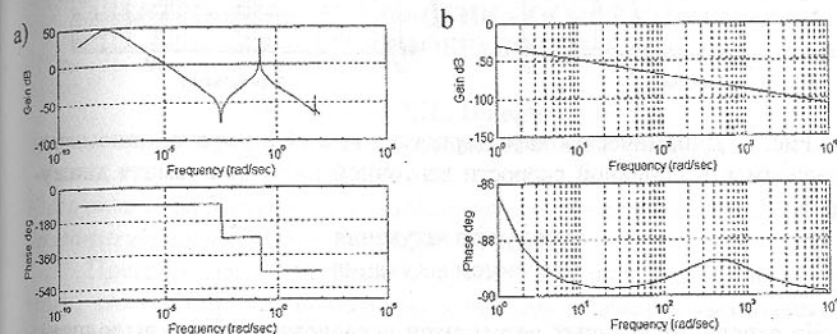


Рис 6. Динамическая характеристика мостового крана, описывающая зависимость угловой скорости ротора двигателя от момента движущих сил
а) без учета затухания
б) с учетом затухания

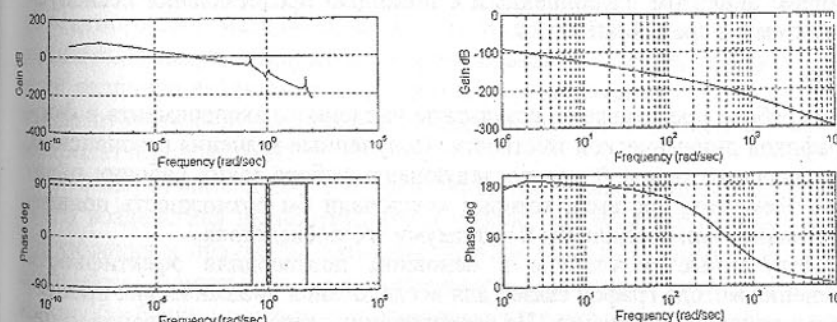


Рис. 7. Динамическая характеристика мостового крана, описывающая зависимость угловой скорости натяжного ролика от момента движущих сил

а) без учета затухания
б) с учетом затухания

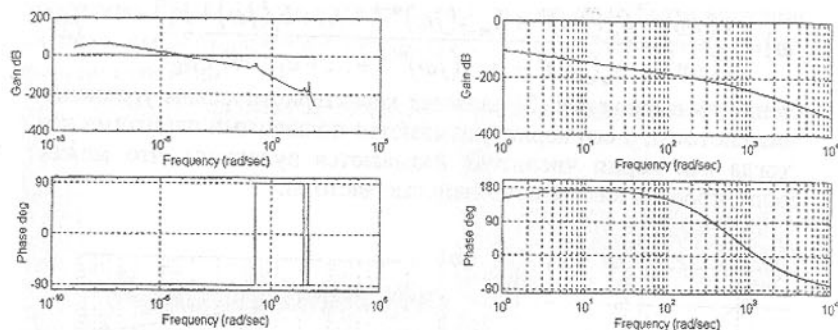


Рис. 8. Динамическая характеристика мостового крана, описывающая зависимость линейной скорости ленточной пилы от момента движущих сил

- а) без учета затухания
б) с учетом затухания

На основе полученных результатов исследований были выполнены преобразования Фурье, найдены корни этих преобразований и построены амплитудно-частотные характеристики исследуемой системы. В качестве примера на рис. 6 – 8 представлены динамические характеристики основных элементов системы для двух вариантов – без учета затухания колебаний и с учетом наличия демфирующих элементов в системе.

Результаты численного эксперимента были подтверждены соответствующим анализом, выполненным с помощью представления исследуемой системы в среде MatLab 5.0.

Выводы

В работе представлены результаты численного эксперимента в форме графиков динамической жесткости. Полученные значения резонансных частот являются основой для последующего выбора таких рабочих параметров элементов системы, которые исключали бы возможность появления резонанса или сводили бы к минимуму его последствия.

Полученные результаты в основном подтвердили эффективность применения метода графов связей для исследования динамических процессов в механических системах. На последующих этапах исследования, с целью уточнения значений резонансных частот, значений коэффициентов затухания, а также мгновенных значений ускорений ленточной пилы следует учитывать механическую характеристику двигателя и обратную связь (систему управления) с последующей экспериментальной проверкой.

Решение поставленных задач позволит значительно увеличить производительность процесса резания ленточной пилой, улучшить качество обрабатываемой поверхности и повысить уровень безопасности труда.

Список литературы: 1. Karnopp D., Rosenberg R.: System Dynamics: A Unified Approach. John Wiley & Sons, New York 1975. 2. Wojnarowski J.: Zastosowanie grafów i liczb strukturalnych w modelowaniu drgań układów mechanicznych. PWN, Wrocław-Warszawa 1985. 3. Wojnarowski J., Wojciech S.: Dynamic Analysis of Bandaws by the Method of Riding Finite Elements. Machine Vibration (1933) 2: 144-149. 4. Техническая документация распиловочного станка S-20 фирмы HYD-MECH (Канада).

ЭЛЕКТРОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ – ОСНОВА ПРОЦЕССОВ МИКРООБРАБОТКИ

Волчкевич Л.И., Панфилов Ю.В.

(МГТУ им.Н.Э.Баумана, Москва, Россия)

Electron and ion beams and gas discharge plasma as a technological instrument for construction materials treatment are discussed.

Прогресс машиностроения и приборостроения неизбежно привел к тому, что геометрические размеры элементов изделий и требования к их точности все более смещаются в микронную зону, и микротехнология – средство выполнения этих требований.

Бытует мнение, что задачи эти могут решаться на основе традиционных методов, прежде всего процессов резания с использованием микроинструментов сверл, резцов и др. при соответствующей информационной поддержке.

Это заблуждение. В традиционной технологической задаче удаления дефектного слоя материала, если минимальная величина слоя составляет доли миллиметра, используются фрезерование, точение, шлифование. А если величина дефектного слоя – это пять рядов молекул? Если необходимо изготовить пару шестерен с межцентровым расстоянием 0,1 мм (для микродатчиков потока)?

Микротехнология – это принципиально новые методы технологического воздействия на молекулярном уровне, это иные концепции формирования и получения размеров, причем не только съемом, но и наращиванием конструкционных материалов. Основным инструментарием микрообработки становятся электронные технологии – процессы обработки материалов высокоэнергетическими потоками электронов, ионов, атомов и молекул, а также газоразрядной плазмой и излучениями (оптическими, гамма, рентгеновскими).

Расширительно к электронным технологиям относят и ряд процессов, возникших и отработанных в производстве электронных приборов. Важнейшие из них – это проведение технологических операций в вакууме.

Данные процессы называют также "электронно - ионно - плазменными", "элионными", "вакуумно-технологическими" и т.д. Термин "электронные технологии" утвердился как обобщающий, по аналогии с "электронной промышленностью". Столетиями при производстве конструкционных материалов и их обработке, сборке и контроле использовались две технологические среды – атмосферная и жидкостная. Создание электронных технологий стало возможным именно благодаря нетрадиционной технологической среде – вакууму.

Сверхчистые материалы не могут быть получены в атмосфере из-за растворения в них загрязняющих газов. Их химический состав и свойства не могут быть точно оценены из-за адсорбированных на поверхности газов и паров. Аналогично действие кислорода при формировании в обычной атмосфере сварочных швов. Нанесение гальванических покрытий в жидких средах, термообработка в высокотемпературных паровоздушных средах связана с токсичными выбросами и стоками.

Поэтому сейчас в вакуум "уходят" многие традиционные технологические процессы. Плавка в вакууме позволяет получить особо чистые материалы без раковин и загрязнений; электронная и ионная микроскопия – исследовать их свойства с высочайшей точностью. Сварка в вакууме избавляет от коррозийной хрупкости сварные швы и точки. Вакуумная упаковка продуктов питания дает возможность длительно сохранять их качество. Сушка в вакууме взамен высокотемпературной атмосферной не приводит к разложению органических веществ и образованию токсичных выбросов. Но главное – только в вакууме удастся реализовать обработку высокоэнергетичными потоками частиц, осуществлять микровоздействия на молекулярном уровне.

В электронных технологиях воздействие на обрабатываемые материалы зависит от типа частиц (электроны, ионы, атомы, молекулы), их энергии и химической активности, а также от состояния материалов. Интенсивность воздействия определяется удельной массой частиц, их скоростью, плотностью потока и т.п. В зависимости от энергии частиц возможны следующие эффекты воздействия (Рис.1):

I. Энергия частиц минимальна (E_{min}), происходит их осаждение на поверхность материала (эффект «падающего снега», рис.1а), при этом возможно нанесение тонкопленочных покрытий (толщиной от десятков нанометров до нескольких микрометров), поглощение газов, модификация химического состава поверхности и т.п.

II. При небольших значениях энергии частиц ($E_1 > E_{min}$) происходит их отражение от поверхности (эффект «отскочившего шарика», рис.1б); при этом поток, в зависимости от характера поверхности, модифицируется и может нести информацию о самой поверхности; на этом основана элек-

тронная и ионная микроскопия и спектроскопия – сверхпрецизионные методы анализа химического состава и физических свойств поверхности (микрорельеф, фазовый состав, форма кристаллов и т.д.). Данный эффект дает возможность локального нагрева материалов вплоть до их плавления, а также закалки, отжига, микросварки.

III. При более высоких энергиях частиц ($E_2 > E_1$) в результате воздействий происходит выбивание с поверхности частиц материала (эффект «брошенного булыжника», рис.1в). В результате возможно удаление дефектов и загрязнений поверхности, микрослоев материала.

IV. Еще более высокий уровень энергии частиц ($E_3 > E_2$) позволяет им проникать вглубь материала (эффект «пули», рис.1г). Имплантация частиц позволяет целенаправленно изменять химический состав и физические свойства поверхностного слоя материала.

V. Очень высокий уровень энергии частиц (E_{max}) позволяет им проникать сквозь материал (эффект «метеорита», рис.1д), что можно использовать для получения сверхтонких мембран и фильтров, а также в ядерных реакциях деления и синтеза.

Как видно, с одной стороны электронные процессы позволяют воспроизводить в микромасштабе почти все традиционные воздействия на конструкционные материалы: их размерную обработку ("фрезерование", "полирование", "сверление"), сварку, термообработку, плавление, травление и др. С другой – воздействие производится не только удалением, но и парализацией материала изделия, его синтезом через осаждение слоев с приданием необходимой формы и размеров.

Сочетая различные эффекты взаимодействия потоков частиц с материалами (I – V, см. рис.1), можно реализовать разнообразные электронные технологии, в том числе:

А) Вакуумное нанесение тонких пленок. Здесь используется ряд перечисленных выше эффектов: 1) вакууммирование технологической камеры; 2) очистка поверхности от любой дефектности, включая удаление адсорбированных газов путем электронного нагрева или ионной бомбардировки; 3) осаждение на поверхности материалов, формирование одно- и многослойных покрытий; 4) стабилизация свойств пленки электронным или протонным отжигом. Поток осаждаемого материала формируется его плавлением в тигле, испарением и переносом в вакууме; распылением мишени ионной бомбардировкой; ионизацией пара в плазме тлеющего разряда и т.д. Такими способами наносят металлы и их сплавы, полупроводники и диэлектрики. Процесс экологически чистый, безотходный, перспективен взамен гальванических и других технологических операций с токсичными выбросами и стоками.

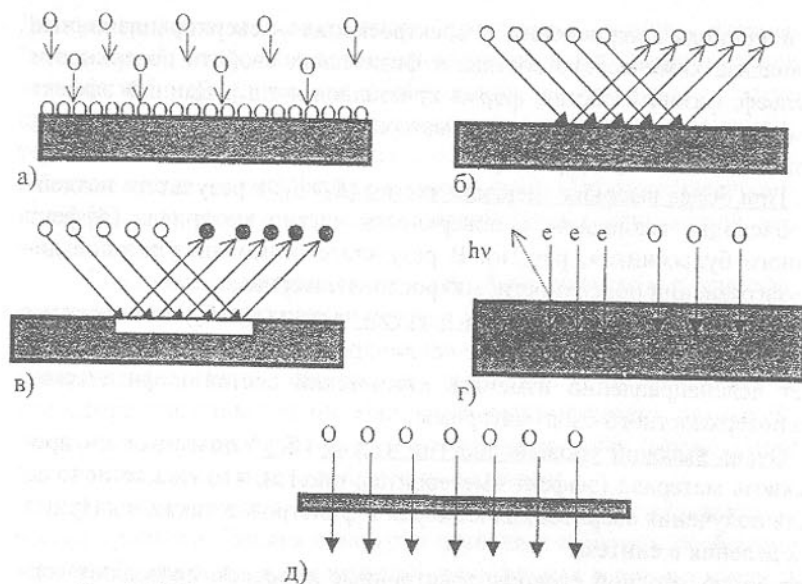


Рис.1 Эффекты взаимодействия высокоэнергетичных потоков частиц с обрабатываемыми материалами

Б) Прецизионный анализ химического состава и физических свойств материалов путем электронной или ионной бомбардировки поверхности и исследования отраженных потоков. Содержание конкретных элементов определяется даже при их концентрациях в тысячные доли процента. Достоинства метода – возможность проведения анализа не только на поверхности, но и на глубине в несколько микрометров.

В) Микролитография – получение изображений (дискретных структур) на плоскости, со съемом или наращиванием материала, при разрешающей способности (проработке элементов) в микронном и субмикронном диапазоне. На поверхность (подложку) наносится фоторезист, который засвечивается через специальный фотошаблон. После удаления засвеченных участков на подложке образуются "окна", в которые производится либо осаждение материала, либо его удаление ("травление"). После удаления оставшихся участков фоторезиста на поверхности остается необходимый "рисунок"; процесс может быть повторен многократно.

Г) Легирование поверхности материалов путем имплантации ионов; так внедрение в поверхность стальной детали ионов хрома, никеля, кобальта, вольфрама, углерода, азота и других химических элементов повышает коррозионную стойкость, износостойкость, жаропрочность. Процесс перспективен как альтернатива объемному легированию или высокотемпературному поверхностному насыщению из жидкой или газовой фазы.

Д) Электронно-лучевая и ионно-лучевая размерная обработка, реализующая в микромасштабах "сверление", "фрезерование", "травление"; соединение конструктивных элементов; плавку поверхностных микрослоев, локальный отжиг и т.д.

Первоначально электронные технологии развивались лишь применительно к задачам изготовления электронных приборов, в первую очередь интегральных микросхем. В последние годы, благодаря накопленному опыту и возможностям конверсии они широким фронтом внедряются в машиностроение и приборостроение, химическую промышленность, строительство, производство художественных изделий (тонирование стекол, нанесение покрытий на инструменты, легирование направляющих станков и зубьев шестерен, аттестация и контроль материалов и изделий и т.д.).

Ризы икон, стрелки часов, микрошестерни можно изготавливать не традиционными методами рубки и гибки тонколистовых материалов, а выращиванием материалов соответствующей формы с последующим отделением от подложки.

Электронные технологии приобретают статус универсального технологического передела, эквивалентного обработке резанием, давлением, литейным и сварочным процессам.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ТОКАРНОГО РЕЗЦА МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ РАЗНОСТЕЙ С ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫМ ОПРЕДЕЛЕНИЕМ ТЕМПЕРАТУРЫ КОНТАКТНОЙ ПЛОЩАДКИ ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ

Галкина А.С., Богуславский В.А. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

For research of process of cutting of metal and influence on its results (deterioration of the tool, the quality of the processed surface) is necessary exact definition of a temperature field of the tool.

При обработке металлов резанием большая часть механической энергии переходит в тепловую, которая в виде тепловых потоков разной интенсивности распространяется на все элементы системы резания (обрабатываемую деталь, инструмент, стружку и окружающую среду), изменяя не только их общую температуру, но и создавая зоны концентрации температур.

Из всех этих элементов, именно инструмент, подвергающийся непрерывному температурному воздействию, оказывает непосредственное

влияние не только на процесс резания, но и на его результат. Поэтому тепловые потоки, существенно влияя на режущий инструмент, особенно на его стойкость, в итоге воздействуют на точность и качество обработки. Из-за чего одним из основных этапов изучения всех явлений, происходящих при резании, является исследование и определение температурного поля режущей части инструмента.

В данной работе для определения температурного поля резца использовался метод конечных разностей [1] с учетом влияния окружающей среды при условиях: для расчета принята многогранная пластинка сборного резца с углом заострения режущего клина $\beta=90^\circ$. Схема для реализации метода представлена на рисунке 1, где a – размер стороны квадратных элементарных площадок, на которые разбивается объект в данном методе, а 1, 2, ..., 81 – узлы полученной разбиением сетки.

Кроме того, для дальнейших расчетов по передней поверхности резца отложена ось x .

Для задания граничных условий необходимо определение интенсивности тепловых потоков q_n и q_z , воздействующих соответственно на переднюю и на заднюю поверхности на длине контакта инструмента со стружкой l_n и деталью l_z . Считая процесс установившимся и распределение искомых величин равномерным, их нахождение возможно с использованием методики расчета интенсивности тепловых потоков по А. Н. Резникову [2] из системы двух уравнений с двумя неизвестными. Уравнения следуют из

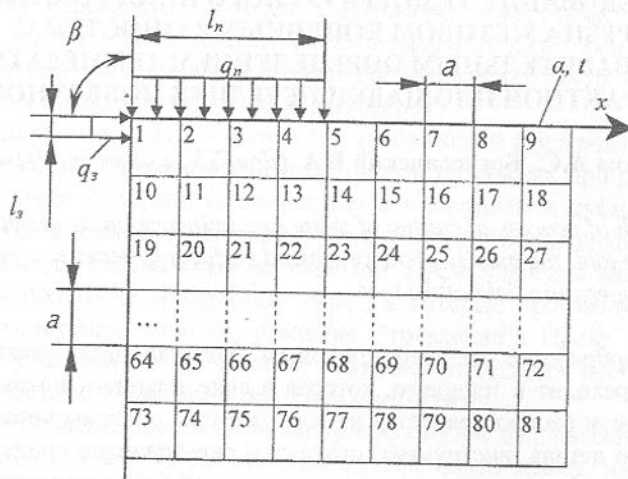


Рис. 1. Схема для расчета температурного поля резца методом конечных разностей.

равенства средних температур [2]:

$$\begin{cases} t_{дет\,ср} = t_{з\,ср}; \\ t_{п\,ср} = t_{с\,ср} - \frac{q_n \Delta}{40 \lambda_{дет}}, \end{cases} \quad (1)$$

где $t_{дет\,ср}$ – средняя температура поверхности детали на длине контакта с задней поверхностью инструмента;

$t_{з\,ср}$ – средняя температура задней поверхности инструмента на длине контакта с обработанной поверхностью детали;

$t_{п\,ср}$ – средняя температура передней поверхности режущего инструмента на длине контакта со стружкой;

$t_{с\,ср}$ – средняя температура стружки на длине контакта с передней поверхностью инструмента;

l – высота нароста при вершине резца, мм;

$\lambda_{дет}$ – коэффициент теплопроводности материала детали, Вт/м·С°.

При определении температурного поля резца принимаем, что контакт стружки с передней поверхностью режущего инструмента длиной l_n происходит в точках 1...5.

Тогда для данной схемы размер элементарных площадок можно определить по формуле:

$$a = \frac{l_n}{4} \quad (2)$$

Для максимального приближения получаемого расчетного температурного поля к реальному полю резца учитываем влияние внешней среды. Это изменяет граничные условия при описании точек поверхностей, передней и задней, находящихся вне зон контакта. То есть на неконтактные участки передней и задней поверхностей действует окружающая среда, воздух или СОТС, температурой $t_{ср}$ и коэффициентом теплообмена $\alpha_{ср}$, Вт/м²·С°. Для данной среды находится число Био [2]:

$$Bi = \frac{\alpha_{ср} \cdot a}{\lambda_{дет}}$$

Для нахождения температурного поля строится система, число уравнений которой равно числу точек-узлов сетки. А число уравнений в системе – 81. Ниже приведены уравнения характерных точек, выведенные по рекомендациям источников [1, 2]

$$Узел1: t_1 - 0,5t_2 - 0,5t_{10} = \frac{(q_n + q_s) \cdot a}{\lambda_{дет}};$$

$$Узел2: t_2 - t_{11} = \frac{q_n \cdot a}{\lambda_{дет}};$$

...

$$Узел6: 0,5t_5 - (2 + Bi) \cdot t_6 + 0,5t_7 + t_{15} = Bi \cdot t_{cp};$$

...

$$Узел9: 0,5t_8 - (2 + Bi) \cdot t_9 + 0,5t_{18} = (Bi - 0,5) \cdot t_{cp};$$

$$Узел10: 0,5t_1 - (2 + Bi) \cdot t_{10} + 0,5t_{19} + t_{11} = Bi \cdot t_{cp};$$

$$Узел11: t_2 + t_{10} - 4t_{11} + t_{12} + t_{20} = 0;$$

...

$$Узел18: 0,5t_9 + t_{17} - 2t_{18} + 0,5t_{27} = 0;$$

...

$$Узел73: 0,5t_{64} - (2 + Bi) \cdot t_{73} + 0,5t_{74} = (Bi - 0,5) \cdot t_{cp};$$

$$Узел74: t_{65} + 0,5t_{73} - 2t_{74} + 0,5t_{75} = 0;$$

...

$$Узел81: 0,5t_{72} + 0,5t_{80} - t_{81} = 0$$

Методом конечных разностей получено температурное поле для следующих условий: обработка на воздухе с температурой $t_{cp}=20^\circ$ и числом Био $Bi=0,052$ стали 45 резцом с твердосплавной пластиной Т15К6 и углами $\gamma=0^\circ$, $\beta=90^\circ$ и $\varphi=45^\circ$ при скорости резания $V=120$ м/мин, подаче $s=0,3$ мм/об и глубине резания $t=3$ мм.

Расчетный размер сторон квадратных элементарных площадок по формуле (2) $a=0,339$ мм.

Из системы (1) $q_n=1167$ Вт/см² и $q_s=1564$ Вт/см² (поток направлен из инструмента в деталь, что характерно для резания с высокими скоростями и толстыми стружками).

Результат расчета представлен на рисунке 2а. На данном рисунке кривые соответствуют изотермам — линиям одинаковых температур. По анализу рисунка можно определить температуру в любой точке рассматриваемой пластины токарного резца.

Анализ полученного распределения показывает, что расчетные температуры завышены и в области передней поверхности находятся в пределах температуростойкости сплава Т15К6, $t=1150^\circ$ [4].

Используя формулу А. Н. Резникова [2] можно найти распределение температуры на передней поверхности инструмента в месте ее контакта со стружкой (точки 1...5 по оси x (рис. 1)):

$$t_n(x) = 0,195 \sqrt{\frac{\omega_{дет}}{\lambda_{дет}}} \sqrt{\frac{kl_n}{V}} (q_0 T_1 - 1,41 q_n T_2) + (1+c) t_d - \frac{q_n \Delta \delta}{10 \lambda_{дет}}, \quad (3)$$

где $\omega_{дет}$ — коэффициент температуропроводности материала детали, м²/с;

k — коэффициент усадки стружки;

q_0 — интенсивность теплового потока от сил трения на надрезочной стороне стружки, Вт/м²;

T_1 и T_2 — коэффициенты, зависящие от положения точки;

c — коэффициент, учитывающий перенос теплоты в стружку;

t_d — температура деформации, $^\circ\text{C}$.

$\Delta \delta$ — высота нароста в данной точке контактной площадки, где δ — функция относительного положения точки по оси x (x/l_n).

Для нахождения функций T_1 , T_2 и δ необходимо найти пять положе-

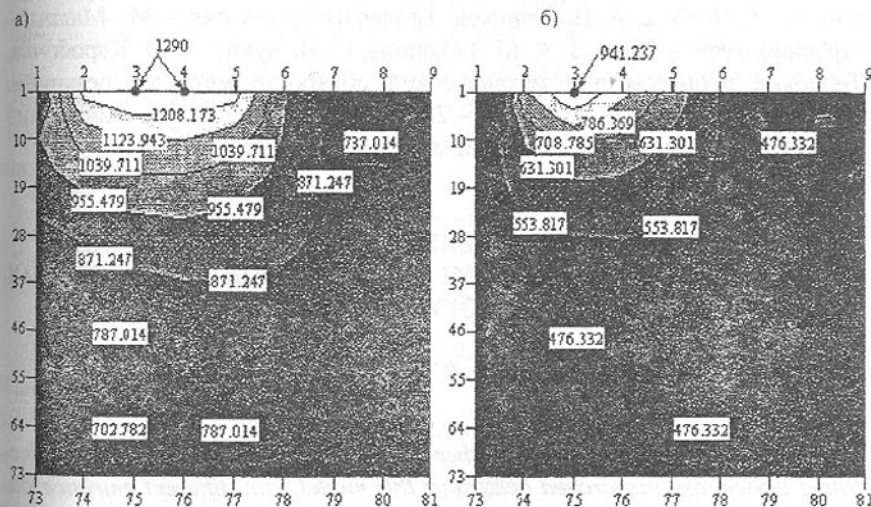


Рис. 2. Температурное поле резца, полученное: а — методом конечных разностей, б — комбинированным методом.

ний, то есть пять узлов, расположенных от вершины резца на расстояниях кратных a .

Комбинируя метод конечных разностей и формулу (2), получаем температурное поле резца с большей точностью и уменьшаем объем расчетов. Об этом свидетельствует рис. 2б, полученный при тех же условиях обработки, что и на рис. 2а. Расчетные температуры при этом несколько ни-

же, а максимум находится вблизи центра контактной площадки стружки и передней поверхности инструмента. Правильность выполненных расчетов подтверждается расположением лунки износа инструмента на его передней поверхности.

Таким образом, проведенными расчетами существующая методика определения температурного поля инструмента и появилась возможность более объективно оценить температурную напряженность в каждом конкретном случае с учетом возможных изменений в условиях обработки (например, применение СОТС).

Для выполнения расчетов и построения графиков использовались табличный процессор Microsoft Excel 2000 и математические пакеты MathCAD 7 Professional Edition и MathCAD 2000 Professional Edition.

Список литературы: 1. Ивченко Т.Г., Сагуленко Н.Г., Саенко В.В. Определение температурного поля резца с использованием метода конечных разностей. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сборник научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 1998. Вып.5. – С.58-63. 2. А. Н. Резников. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 288 с. 3. А. М. Тихонцов, С. И. Чухно, А. Н. Коробочка. Тепловые процессы при механической обработке металлов резанием: Учебник. – Киев: УМК ВО, 1992. – 288 с. 4. Грановский Г. И., Грановский В. Г. Резание металлов. – М.: Высш. шк., 1985. – 304 с.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ВИБРАЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ ТИПОВЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ЗАМЕНЫ ЭЛЕКТРОННЫХ АППАРАТОВ И ЕГО ПРОГРАММНОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ

Генкин Б.И., Смолий В.Н. (СТИ ВУТУ, г. Луганск, Украина)

During the work are proposed mathematical model a radio-elements of electronic device, are researched behaviour this model with different entrance parameters. In short described algorithms automatic calculation and analysis of parameters printed circuit boards of electronic device exploited in unfavorable conditions of vibration coersions.

Введение. В настоящее время актуальной задачей является создание компьютерных технологий проектирования, т.к. они способны поднять качество изделий и повысить надежность проектируемых электронных аппаратов (ЭА). Для их создания необходимо разработать совокупность математических моделей элементов электронных аппаратов, описывающих их механические свойства при вибрационных воздействиях. На основе разра-

ботанного математического аппарата необходимо создать алгоритмы и программы расчета вибрационных характеристик электронных аппаратов и их элементов, разработать инженерные критерии оценки получаемых характеристик и критерии принятия решений.

1. Моделирование элементной базы электронных аппаратов. Для учета влияния j -го электрорадиоэлемента (ЭРЭ) на вынужденные колебания печатных плат (ПП) будем рассматривать его как систему с одной степенью свободы (рисунок 1), представляющую собой точечную массу m_j , соединенную упруго-демпферной связью с точечной массой M_j , которая в свою очередь жестко присоединена к печатной плате в точке (ξ_j, η_j) . В качестве обобщенной координаты выберем абсолютное смещение $U_j(t)$ массы m_j . Обозначим через c_j коэффициент жесткости, а через r_j - коэффициент вязкого сопротивления упруго-демпферной связи.

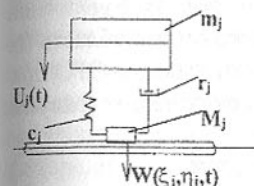


Рис. 1. Одномерная модель радиоэлемента

В общем случае будем считать, что ПП испытывает, как динамическое, так и кинематическое вынуждающие воздействия. Введем в рассмотрение функцию:

$$\bar{W}_a(\xi, \eta, t) = \bar{W}(\xi, \eta, t) + \bar{S}(t), \quad (1)$$

описывающую абсолютные смещения точек срединной поверхности ПП.

Составим дифференциальное уравнение

$$\ddot{u}_j + 2\beta_j(\dot{u}_j - \dot{\bar{W}}_{aj}) + p_j^2(\bar{u}_j - \bar{W}_{aj}) = 0, \quad (2)$$

$$\text{где } \beta_j = \frac{r_j}{2m_j}; \quad p_j^2 = \frac{c_j}{m_j}; \quad \bar{W}_{aj} = \bar{W}_a(\xi_j, \eta_j, t); \quad \bar{u}_j = \bar{U}_j e^{i\omega t}.$$

С помощью (2) найдем комплексную амплитуду $\bar{U}_j$ колебаний j -го радиоэлемента:

$$\bar{U}_j = \frac{p_j^2 + i2\beta\omega}{p_j^2 - \omega^2 + i2\beta\omega}(\bar{w}_j + S_0) \quad (3)$$

$$\text{где } \bar{w}_j = \bar{w}(\xi_j, \eta_j).$$

Реакция $\bar{R}_j$, действующая на ПП со стороны радиоэлемента, складывается из реакции жестко присоединенной массы M_j и передающейся через упруго-демпферную связь реакции массы m_j :

$$\bar{R}_j = \bar{R}_{0j} \cdot e^{i\omega t} = -M_j \cdot \bar{W}_{aj}'' + r_j(\bar{u}_j' - \bar{W}_{aj}') + c_j(\bar{u}_j - \bar{W}_{aj}).$$

Используя (3), найдем комплексную амплитуду реакции:

$$\bar{R}_{0j} = \bar{f}_j(\bar{w}_j + S_0), \quad (4)$$

$$\text{где } \bar{f}_j = \omega^2 \left(M_j + m_j \cdot \frac{p_j^2 + i2\beta_j\omega}{p_j^2 - \omega^2 + i2\beta_j\omega} \right) \quad (5)$$

Выражение (5) можно использовать также в следующих частных случаях:

- $m_j=0$; радиоэлемент рассматривается как жестко присоединенная к плате масса M_j ;
- $M_j=0$; радиоэлемент рассматривается как масса m_j , присоединяемая к плате непосредственно с помощью упруго-демпферной связи;
- $r_j=0$ ($\beta_j=0$); учитываются только упругие свойства радиоэлемента.

2. Исследование поведения разработанной математической модели при различных входных параметрах. Вид зависимости функции (5) для реальных параметров ЭРЭ [2] приведен на рисунке 2. Увеличение массы паяных соединений приводит к увеличению амплитуд колебаний ЭРЭ во всем частотном спектре проектируемого ЭА (рисунок 3). Увеличение массы самого ЭРЭ приводит к смещению резонансного пика в область более низких частот (рисунок 4). Уменьшение жесткости выводов ЭРЭ приводит к смещению резонансных пиков в область высоких частот (рисунок 5).

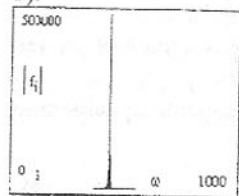


Рис. 2. Вид зависимости функции f для реальных параметров ЭРЭ

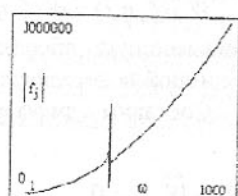


Рис. 3. Влияние массы паяных соединений на функцию f

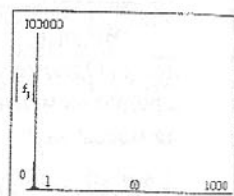


Рис. 4. Влияние массы самого ЭРЭ на функцию f

Проанализированная функция (5) является составляющей функции амплитуды колебаний ЭРЭ, присоединенного к печатной плате, поэтому подобные тенденции будут наблюдаться и для этой функции.

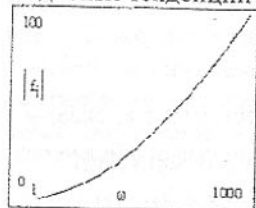


Рис. 5. Влияние жесткости выводов ЭРЭ на функцию f

Алгоритмизация математического аппарата исследований и разработка систем расчетов и экспертных оценок на этой основе, позволит повысить надежность электронных аппаратов и получить экономический эффект вследствие снижения вероятности выхода их из строя при интенсивных вибрационных нагрузках.

3. Алгоритмизация математического аппарата исследований. В работах [1, 2] была предложена блок-схема алгоритма действий оператора при работе с системой расчета и экспертных оценок параметров типовых элементов замены (ТЭЗ) электронных аппаратов, эксплуатируемых в условиях интенсивных вибрационных нагрузок. Из элементов существующих баз данных материалов печатных плат, их свойств и типоразмеров составляется описание конструктива. На приведенной блок-схеме алгоритма компоновки ТЭЗ. Компоновка ТЭЗ (рисунок 6) включает в себя следующие процедуры: выбор элементной базы, выбор типов крепления ЭРЭ к ПП и выбор вариантов расположения ЭРЭ на ПП. Таким образом в проект передаем результаты решения задач топологического проектирования и анализируем предварительные варианты компоновки проектируемого изделия. Далее рассматриваем крепление ТЭЗ внутри блока проектируемого электронного аппарата, для этого необходимо задать тип закрепления и определить функции влияния для данных краевых задач. Условия эксплуатации проектируемого электронного блока учитываем с помощью функций вынуждающих воздействий. Для наглядности информации о условиях закрепления сторон ТЭЗ и видах внешних воздействий отражаем в графическом редакторе. В зависимости от того, что будет анализировать конструктор, рассчитываем либо амплитудно-частотную характеристику ТЭЗ либо форму колебаний на интересующей частоте. Обычно вначале строится АЧХ, по которой определяют резонансные частоты, а затем для выбранной частоты строится форма колебаний и уточняется амплитуда колебаний ЭРЭ и амплитуда колебаний печатной платы. Прочисленные данные необходимо отвизуализировать и совместить с чертежом ТЭЗ для наглядности и удобства внесения изменений в проект. После того, как получена исчерпывающая информация о проекте, необходимо вывести чертеж ТЭЗа на печать и сохранить информацию о проекте на жестком диске.

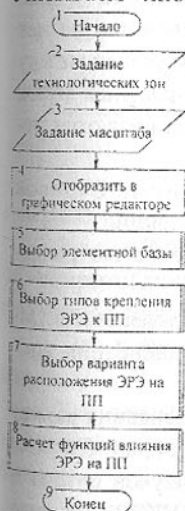


Рис. 6. Алгоритм компоновки ТЭЗ

Закключение. В работе предложена математическая модель элементной базы электронного аппарата, исследовано поведение этой модели при различных входных параметрах. Разработанные блок-схемы алгоритмов позволяют реализовать созданный математический аппарат исследований в виде структурированной последовательности действий оператора по анализу вибрационных свойств электронных аппаратов.

чек. Эти характеристики подтверждают практические результаты, полученные ранее.

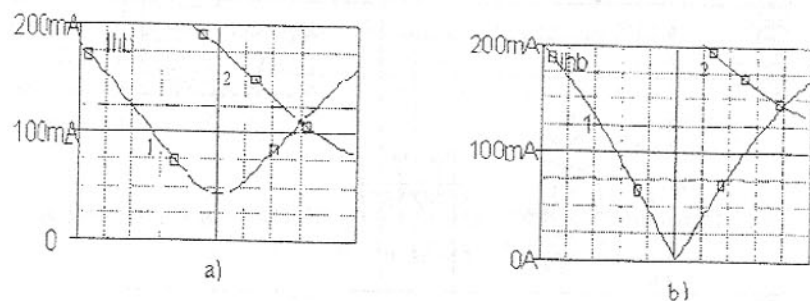


Рис. 3. Частотные характеристики компенсаторов: а- компенсатор параметрический, в- компенсатор с конвертором импеданции: 1- $C_a=C_b=C_c=3.0$ мкФ, 2- $C_a=C_b=3.0$ мкФ, $C_c=1.5$ мкФ.

На втором этапе был разработан компенсатор с конвертором импеданции [5]. Основная идея заключалась в уменьшении внутреннего сопротивления дросселя и соответственно увеличении добротности колебательного контура. При этом удалось снизить ток (I) через тело человека при ($R=1000$ Ом) до 10 мА.

Частотные характеристики тока повреждения с конвертором импеданции (рис.3,в), полученные при моделировании [6], подтверждают экспериментальные результаты.

На третьем этапе был разработан параметрическо-активный компенсатор [7], блок-схема этого компенсатора приведена на рис.4,а.

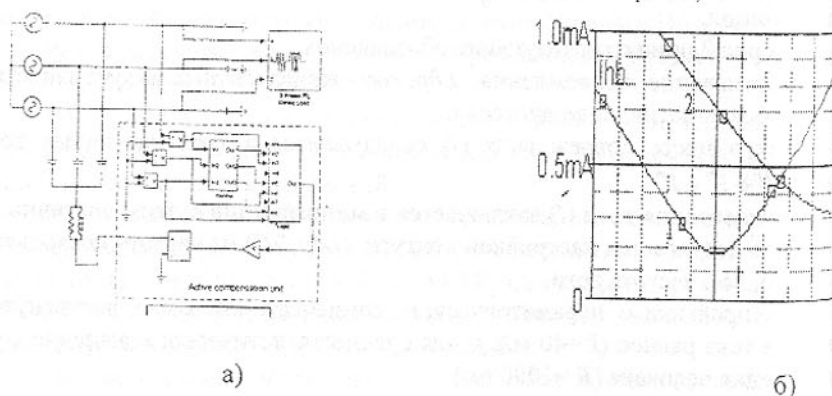


Рис. 4. Блок-схема- а), частотные характеристики- б) параметрическо-активного компенсатора.

Логический блок (control, Logic) определяет повреждённую фазу и подключает её на вход регулятора (К). На другой вход регулятора подаётся нулевое напряжение относительно корпуса. Управляемый от регулятора источник напряжения (V) включён последовательно с дросселем.

В схеме (Рис.4,а) для поврежденной фазы уравнение Кирхгофа запишется в виде:

$$\dot{E} = \dot{U} + \dot{U}_V + \dot{U}_{DR} \quad (1)$$

При достижении $\dot{U}=0$, напряжение на выходе управляемого источника (V) устанавливается равным

$$\dot{U}_V = \dot{E} - \dot{U}_{DR} \quad (2)$$

Результаты моделирования параметрическо-активного компенсатора подтвердили эффективность компенсации не только при симметричных емкостях утечек, но и при несимметричных [6].

В качестве примера для сравнения на рис.4,б представлены характеристики тока в повреждённой фазе ($R=1000$ ом) с параметрическо-активным компенсатором, полученные при моделировании. Из сравнения зависимостей (Рис.3,4) видно, что при использовании параметрическо-активного компенсатора, ток уменьшается примерно в 20 раз по сравнению с компенсатором с конвертором импеданции, и примерно в 200 раз по сравнению с дроссельным компенсатором.

2. Влияние гармоник на компенсацию Кривая напряжения в судовой сети (на шинах ГРЩ) из-за воздействия различного рода факторов имеет сложный несинусоидальный вид и носит случайный характер. Исследования, проведённые в этом направлении [2] показали, что характер отмеченного случайного процесса является эргодическим. В этом случае нет необходимости исследовать большую совокупность реализаций, а достаточно одной реализации, наблюдаемой в течение определённого времени.

Задачей настоящего исследования было оценка влияния искажения напряжения сети на условия компенсации. Моделирование случайного характера нагрузки показало, что влияние такого характера нагрузки проявляется в переходных режимах и практически не сказывается в режимах установившихся.

Ниже представлены результаты моделирования в судовой электросети, нагруженной трёх фазным, мостовым выпрямителем (УВ), с углом управления ($\alpha=40$ град).

Максимальная мощность на выходе управляемого выпрямителя составляла 35% от мощности короткого замыкания источника трёх фазного напряжения.

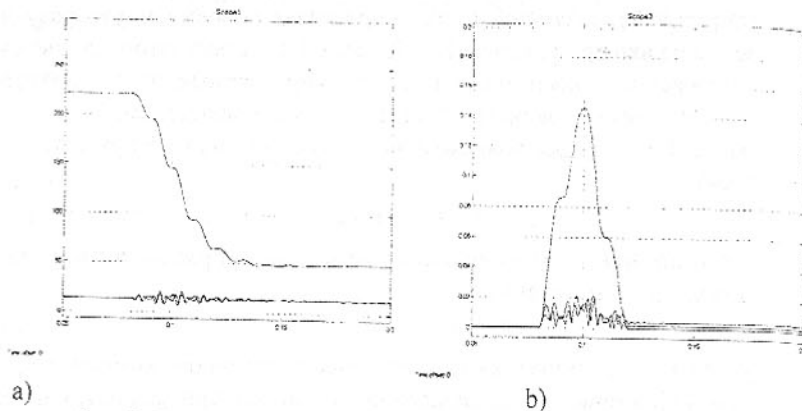


Рис.5. Переходные процессы а)- по напряжению, б)- по току в сети с параметрическим компенсатором.

На рис.5 представлены результаты моделирования электросети с параметрическим компенсатором при оговорённых выше условиях.

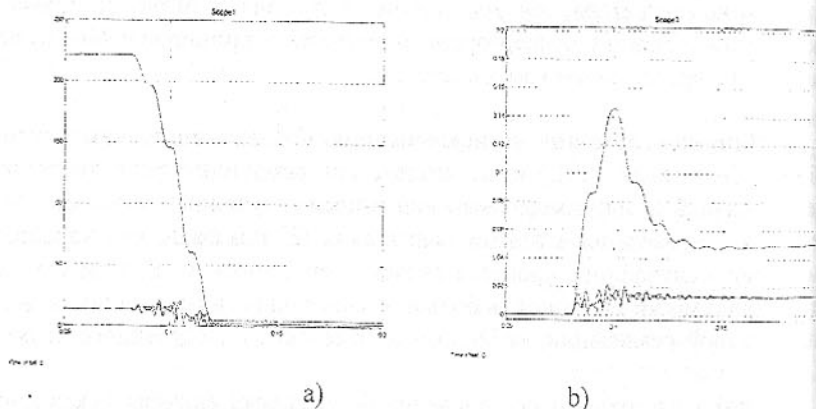


Рис. 6. Переходные процессы а)- по напряжению, б)- по току в сети с параметрически-активным компенсатором.

На рис.5 в первой части ($t=0.05-0.08$ с) показаны действующие значения 1,5 и 7 гармоник в напряжении нормально работающей сети.

При $t=0.08$ с до фазы касается человек ($R=1000$ ом), после переходного процесса ($t=0.08-0.15$ с) устанавливаются новые соотношения гармоник.

Действующий ток поражения при учёте пятой и седьмой гармоник составляет ($I=53$ мА), что в 1.4 раза превышает ток в неискажённой сети (Рис.3,а) и может быть опасным для человека.

Следует обратить внимание не амперсекундную площадь тока в переходном режиме ($t=0.08-0.15$ с, Рис.5), протекание такого заряда через человека может оказаться опасным.

Приведённые результаты показывают, что в условиях искажения силовой сети параметрическая компенсация может оказаться недостаточно эффективной.

Результаты моделирования сети с параметрически-активным компенсатором при тех же самых условиях представлены на Рис. 6. Эти результаты свидетельствуют об эффективности такой компенсации в переходных и установившихся режимах.

Выводы: 1.Параметрическая компенсация, обеспечивающая компенсацию токов поражения в симметричной, неискажённой судовой сети, может оказаться недостаточно эффективной при наличии высших гармоник в питающем напряжении.

2.Параметрически-активная компенсация является эффективной как при асимметрии силовой сети, так и в условиях её искажения.

Список литературы: 1. А.П.Ксенофонов, Ю.А. Шестопалов, В.Я. Островский Защитные устройства в судовых и береговых электроустановках рыбной промышленности. М. : Легкая и пищевая промышленность, 1984г. 2. Я.Ф. Анисимов, Е.П. Васильев Электромагнитная совместимость полупроводниковых преобразователей и судовых электроустановок. Судостроение, Ленинград 1990г 3. Н. Н. Никифоровский, Я. П. Брунав, Ю. Г. Татьянченко Электропожаробезопасность судовых электрических систем. Судостроение, Ленинград 1978. 4. Patent Nr 146510 Polska. Świadcstwo autorskie Nr. 247203 . *Sposób i układ do kompensacji pojemnościowych i czynnych prądów doziemnych*. Int CL⁴ H024 9/08. Współtwórcy: L. Czernecki, J. Hryniewicz. Zgłoszenie z 1984r., Biuletyn UP 1986 Nr 11. 5. Patent Bundesrepublik Deutschland, Nr. DE 354613 A.1. *Schaltung zur Kompensation der Kapazitas-und Wirkerdschlussstroms*. MKP CL⁴ H02H 9/08.H02J 3/26. 15.11.85. Autor: Jarosław Hryniewicz dr ing., Leszek Czernecki dipl. ing. 05.06.86. Prior. 02.12.84 Polska Nr. 250717. 6. Hryniewicz J., German-Galkin S.: Compensation of earth fault currents in IT-type ship networks. Int. Conference PCIM 2000, Nuremberg-Germany. 7. German – Galkin S., Hryniewicz J., Żeludziejewicz R.: *Układ parametryczno – aktywnej kompensacji prądów doziemnych w sieciach IT*. Zgłoszenie pat. 17.12.1999 r. UP RP Nr P – 337 299.

ОСОБЕННОСТИ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ КАТУШЕК ИНДУКЦИОННО-ДИНАМИЧЕСКИХ МЕХАНИЗМОВ

Гилёв А.А. (СевГУ, г. Севастополь, Украина)

The article represents the numeral technology of dealing coil of electromagnetic driven impulse motor.

В настоящее время все более широкое распространение в различных отраслях техники находят индукционно-динамические механизмы (ИДМ), состоящие из плоской одно- или двухслойной катушки и рабочего тела из немагнитного проводящего материала выполненного обычно в виде дюралевого диска. В процессе работы ИДМ по катушке пропускается мощный импульс тока с возможно более крутым фронтом. При этом в рабочем теле наводится вторичная ЭДС, вызывающая значительный ток, поле которого отталкивается от поля катушки, создавая рабочее электродинамическое усилие.

Это же усилие, а так же влияние близлежащих витков друг на друга приводят к нежелательному воздействию на катушку, ее деформации и разрушению. Первые катушки 60-х годов выполнялись из круглого обмоточного лакированного провода марок ПЭВ-1 и ПЭВ-2 путем намотки его на специальное приспособление с обволакиванием витков полимеризующими смолами, чаще всего эпоксидной с добавкой компаунда. Приспособление представляло собой сердечник с наружным профилем в виде архимедовой спирали и толщиной, равной диаметру наматываемого провода и технологическим отверстием посередине, и двух щечек, с наружным диаметром, равным наружному диаметру катушки (рисунок 1).

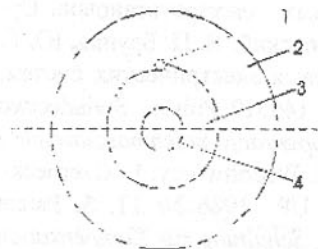


Рис. 1. Приспособление для намотки катушек ИДМ
1 – щечка; 2 – отверстие для начального витка провода; 3 – сердечник; 4 – отверстие для штока.

была предложена схема, представленная на рисунке 2.

Для предотвращения схватывания полимера со щечками, между ними и проводом помещаются несмачиваемые прокладки (из фторопласта, лавсана и т.д.).

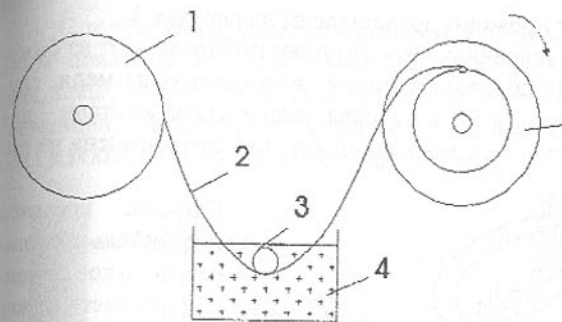


Рис. 2. Схема намотки спиральных катушек с полимеризационной обмоткой
1 – бобина с проводом; 2 – обмоточный провод; 3 – направляющий ролик; 4 – сосуд с полимером; 5 – катушка.

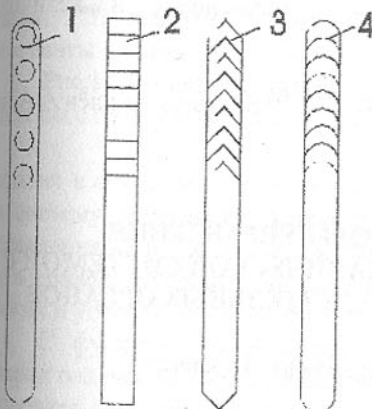


Рис. 3. Различные профили проводов и шин катушек ИДМ
1 – круглый провод; 2 – прямоугольные шины; 3, 4 – профильные шины.

В процессе эксплуатации таких катушек выяснилось, что они обладают рядом недостатков, таких как: недостаточная жесткость, невысокий коэффициент заполнения катушки (0,4÷0,5), что значительно снижает надежность, долговечность устройства и его КПД.

Следующим шагом в изготовлении катушек явилось использование шин прямоугольного сечения, которые после намотки помещались в паз подложки из изоляционного материала. Иногда между катушкой и рабочим телом помещали изоляционную пленку минимально возможной толщины для увеличения электрической прочности катушки и исключения межвиткового пробоя изоляции.

Катушки из прямоугольного провода обладали лучшей прочностью и коэффициентом заполнения (0,8÷0,9), по сравнению с катушками из круглого провода, однако при мощных импульсных воздействиях витки смещались друг относительно друга в вертикальной плоскости и выходили из строя.

В лаборатории электроаппаратов при кафедре судовых и промышленных

ные профили намоточных проводов представлены на рисунке 3.

Для особо тяжелых условий работы катушки изготавливают из биметаллической полосы, одна половина которой, выполненная из меди, служит для пропускания импульса тока, а вторая, выполненная из стали – для придания требуемой жесткости. Схема такой катушки представлена на рисунке 4.

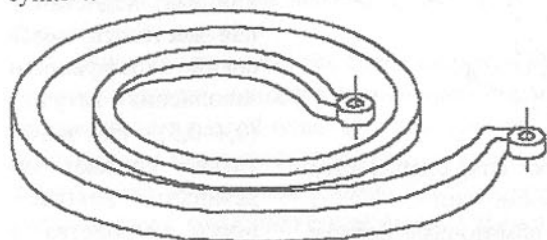


Рис. 4. Спиральная биметаллическая катушка

воздействия на ее витки.

Катушка крепится механически за проушины в начале и конце ленты, а средняя часть может пружинить под воздействием электродинамических усилий.

Выбор того или иного типа катушки зависит от ее конкретного применения и величин

Список литературы: 1. А.с. 643980 (СССР) Катушка // Гилёв А.А. и др. – опубл. в Б.И., 1979, №3.

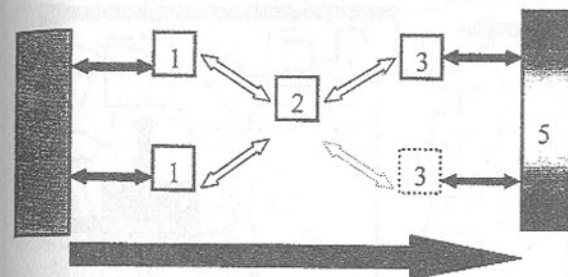
ПРИНЦИПИАЛЬНЫЕ ОСНОВЫ УПРАВЛЕНИЯ МНОГОМАССОВОЙ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМОЙ С ГРУППОВЫМ ПРИВОДОМ ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ ОРГАНОВ

Гладчук Е.А. (ДонГУЭТ, г. Донецк, Украина)

There are characteristic of a multimass electromechanical systems with a executive organs common drive as the technical system on the exampl of the rolling-mills. The generalized final digraph for her is constructed. The matrix of adjacency of this digraph is obtained. There is a ground of this matrix analysis for the control polynomial.

Освоение новых технологий, использующих дополнительное воздействие на обрабатываемый продукт за счет целенаправленного создания неравенства краевых условий в технологическом очаге, например асимметричной прокатки, показало низкую работоспособность в этих условиях группового привода [1]. Причина такого положения – постоянное генерирования переходных процессов привода в таком режиме эксплуатации.

С точки зрения функциональности [2], техническая система с групповым приводом исполнительных органов, например клеть прокатного стана, представляет собой многомассовую электро-механическую систему переменной структуры на которую наложены связи различных видов (рис.1): технологические, описывающие краевые



1 – исполнительный орган; 2 – трансмиссия; 3 – двигатель; 4 – обрабатываемый продукт; 5 – система управления.

Связи: $\rightleftarrows$ – технологические; $\rightarrow$ – управляющие; $\leftrightarrow$ – технические.

Элементы и связи: — — — — — постоянные; - - - - - дополнительные.

Рис.1. Функциональная схема многомассовой электро-механической системы с групповым приводом исполнительных органов.

условия в технологическом очаге и проецирующиеся в искаженном виде на систему управления; управляющие, описывающие реакцию системы управления на технологические связи; технические, описывающие процессы в приводе возникающие под одновременным воздействием технологических и управляющих связей в условиях их взаимного искажения.

С функциональной точки зрения, многодвигательный групповой привод получен за счет дополнения однодвигательного (смотри рис.1), что позволяет дать описание связей и процессов в многомассовой электро-механической системе с групповым приводом исполнительных органов независимо от количества приводных двигателей.

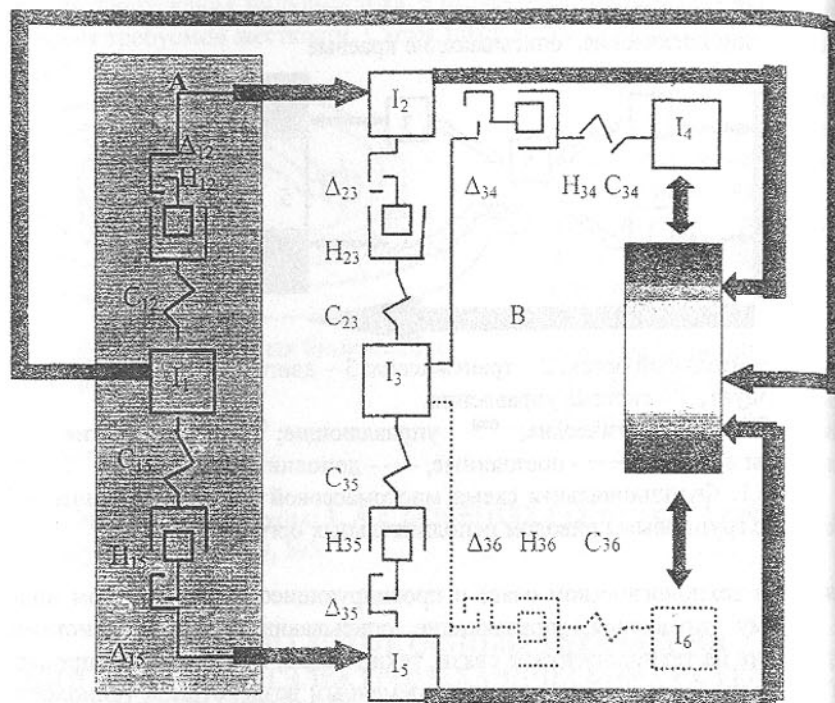
Качественно и количественно связи и процессы в многомассовой электро-механической системе с групповым приводом исполнительных органов могут быть описаны путем представления в графическом виде в форме ориентированного графа, или орграфа [3]:

$$G = \{V(n), E(n)\}, \quad (1)$$

где $V(n)$ – непустое конечное множество вершин (множество процессов в многомассовой электро-механической системе с групповым приводом исполнительных органов);

$E(n)$ – конечное семейство упорядоченных пар элементов – ориентированных ребер из непустого множества $V(n)$ (множество связей в многомассовой электро-механической системе с групповым приводом исполнительных органов).

вой электромеханической системе с групповым приводом исполнительных органов).



А – обрабатываемый продукт; В – групповой привод исполнительных органов; С – система управления.

Связи: $\Rightarrow$ – управляющие; $\Leftarrow$ – управляемые.

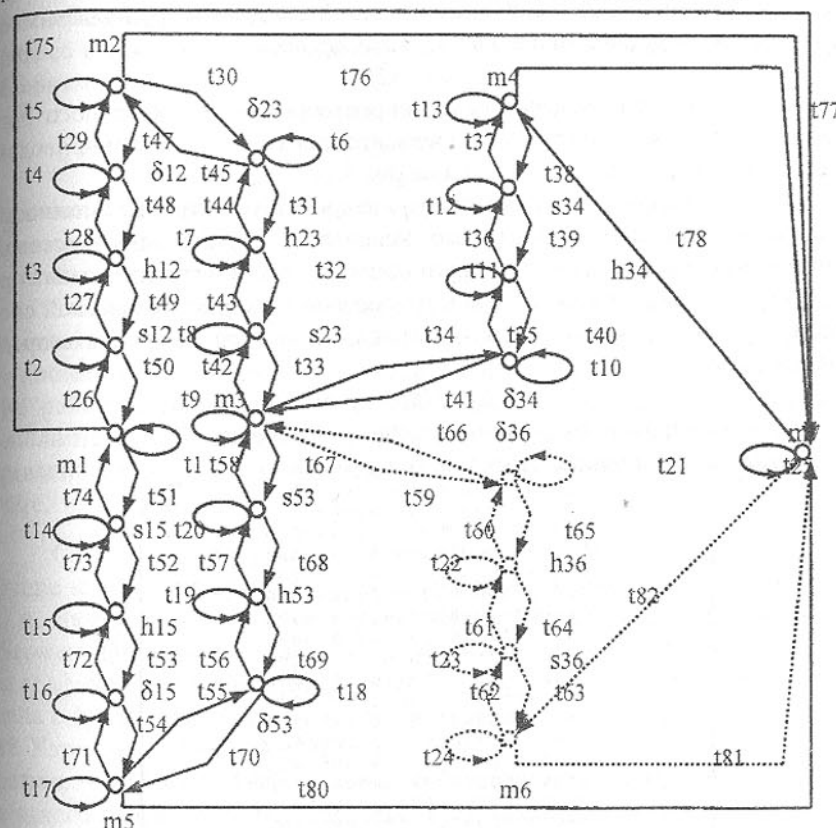
Элементы и связи: — — — — — обязательные; — — — — — дополнительные для многомассовой электромеханической системы с многодвигательным групповым приводом исполнительных органов.

I_i – момент инерции приведенной массы; $\Delta_{i,i+1}$ – зазор; $H_{i,i+1}$ – коэффициент диссипации энергии; $C_{i,i+1}$ – жесткость; $i \geq 1$ – количество приведенных масс.

Рис.2. Обобщенная схема многомассовой электромеханической системы с групповым приводом исполнительных органов.

Определение матрицы смежности обобщенного орграфа многомассовой электромеханической системы с групповым приводом исполнительных органов возможно путем представления этой системы в виде обобщенной схемы многомассовой электромеханической системы с групповым

приводом исполнительных органов (рис.2), описания её с помощью конечного связного графа и дальнейшей трансформацией этого конечного связного графа при помощи преобразования Розенберга – Карноппа в трансформированный обобщенный конечный орграф [4] (рис. 3).



m – приведенная масса внешней узловой точки; δ – приведенный зазор между внешними узловыми точками; h – приведенное демпфирование между внешними узловыми точками; s – приведенная жесткость между внешними узловыми точками; t_i – ребра; $i \geq 1$ – порядковый номер ребра. Вершины и ребра: — — — — — обязательные; — — — — — дополнительные для многомассовой электромеханической системы с многодвигательным групповым приводом исполнительных органов.

Рис. 3. Трансформированный обобщенный орграф многомассовой электромеханической системы с групповым приводом исполнительных органов.

В соответствии с рис. 3 выражение (1) приобретает для многомассовой электромеханической системы с групповым однодвигательным приводом исполнительных органов вид:

$$G = \{21, 68\}, \quad (2)$$

или для многомассовой электромеханической системы с групповым многодвигательным приводом исполнительных органов:

$$G = \{25, 82\}, \quad (3)$$

Матрица смежности трансформированного обобщенного конечного орграфа многомассовой электромеханической системы с групповым приводом исполнительных органов приведена на рис. 4.

В соответствии с упрощенным инвариантом матрицы смежности трансформированного обобщенного конечного орграфа многомассовой электромеханической системы с групповым приводом исполнительных органов [3] переходный процесс в многомассовой электромеханической системе с групповым приводом исполнительных органов может быть представлен в виде:

$$1 + 4\varphi + 2[4]\varphi^2 + \varphi^3 = \Phi(\varphi); \quad (4)$$

где $\Phi(\varphi)$ – обобщенная функция переходного процесса;

φ – обобщенная переменная переходного процесса.

```

120000000000002000000000001
212000000000000000000000000
021200000000000000000000000
002120000000000000000000000
000212000000000000000000001
000021200000000000000000000
000002120000000000000000000
000000212000000000000000000
000000021200000000000000000
000000002120000000000000000
000000000212000000000000000
000000000021200000000000000
000000000002120000000000000
000000000000212000000000000
000000000000021200000000000
000000000000002120000000000
000000000000000212000000000
000000000000000021200000000
000000000000000002120000000
000000000000000000212000000
000000000000000000021200000
000000000000000000002120000
000000000000000000000212000
000000000000000000000021200
000000000000000000000002120
000000000000000000000000212
0000000000000000000000000212
100010000000020001000000021

```

0, 1, 2 – параметры многомассовой электромеханической системы с групповым однодвигательным приводом исполнительных органов; 0, 1, 2 – дополнительные параметры многомассовой электромеханической системы с групповым многодвигательным приводом исполнительных органов.

Рис. 4. Матрица смежности трансформированного обобщенного конечного орграфа многомассовой электромеханической системы с группо-

вым приводом исполнительных органов

Для обеспечения работоспособности многомассовой электромеханической системы с групповым приводом исполнительных органов при неравенстве краевых условий технологического очага переходный процесс в такой системе должен удовлетворять следующим формальным условиям:

$$\begin{cases} 1 + 4\varphi + 2[4]\varphi^2 + \varphi^3 = \Phi(\varphi); \\ 4 + 4[8]\varphi + 3\varphi^2 = \text{const}; \\ 4[8] + 6\varphi \rightarrow \min, \end{cases} \quad (5)$$

где const – требуемое неравенство краевых условий технологического очага; $\min$ – формально весовой параметр нагружения определяемый неравенством краевых условий технологического очага.

Система (5), использованная в основе алгоритма оперативного автоматического управления многомассовой электромеханической системой с групповым приводом исполнительных органов, обеспечивает максимальную работоспособность такой системы при оптимальном использовании дополнительного воздействия на обрабатываемый продукт за счет целенаправленного создания неравенства краевых условий в технологическом очаге.

Список литературы: 1. Асимметричная прокатка полос в чистой группе клеток непрерывного стана 2000 горячей прокатки/ В.С. Горелик, Ю.А. Липухин, Б.А. Гунько и др. – Черная металлургия. Бюл. института «Черметинформация». 1985. – Вып. 7. – С. 51 – 52. 2. Гладчук Е.А. Основы графического анализа электромеханической системы клетки прокатного стана с фрикционной связью через прокатываемый металл// Металлы и литье Украины. – 2000.- № 1-2. – С. 43-45. 3. Зыков А.А. Основы теории графов. – М: Наука, 1987. – 384 с. 4. Гладчук Е.О. Метод трансформації зв'язного графа у кінцевий орграф// В сб. Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века. Т 1: Сб. трудов междунар. научн. – техн. конф. в г. Севастополе 13 – 18 сент. 1999 г. в 3 томах. – Донецк: ДонГТУ, 1999. – С. 177 – 180.

К ВОПРОСУ О СОВЕРШЕНСТВОВАНИИ ТЕХНОЛОГИИ ОТДЕЛОЧНЫХ ОПЕРАЦИЙ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Горецкий Г.В. (Филиал ДонГТУ, г. Красноармейск, Украина)

In the present paper the brief error analysis originating, primarily is given, at assembly of toothings, and also the schema for removal of the indicated

inaccuracies by a method, dimensional update of a tooth profile by a shaver is proposed.

Точность изготовления зубчатых колес и зубчатых передач определяет не только их кинематические и геометрические функциональные показатели, но и динамические характеристики, например, интенсивность шума и вибраций, а также влияет на потери от трения, долговечность работы, прочностные показатели передач.

В отдельных случаях колеса непосредственно не находятся в зацеплении, но точность их изготовления влияет на КПД установки в целом.

Например, при сборке блока роторов воздушного кондиционера РВК-1 в целях обеспечения КПД необходимо выдержать боковой зазор между зубьями $c = 0,07 \dots 0,1$ мм на длине зубьев $L = 250$ мм., хотя зубья непосредственно не соприкасаются друг с другом.

В процессе нарезания зубчатых колес возникают погрешности обработки, которые вызывают отклонения формы и размеров обработанных зубьев от теоретически заданных. Источники погрешностей при нарезании зубьев аналогичны тем, которые имеют место при выполнении зубоотделочных операций: станок, приспособление, инструмент, заготовка. Указанные источники имеют погрешности, которые могут быть случайными, периодическими или постоянными. Их перечень, состав и характер систематизированы в [1].

В реальных условиях на погрешности колеса накладываются монтажные погрешности системы колесо - вал (Рис.2.)

Указание погрешности взаимного расположения базовой O_1O_1 и рабочей O_2O_2 осей можно охарактеризовать углом их скрещивания γ и расстоянием h между параллельными плоскостями, проведенными через эти оси.

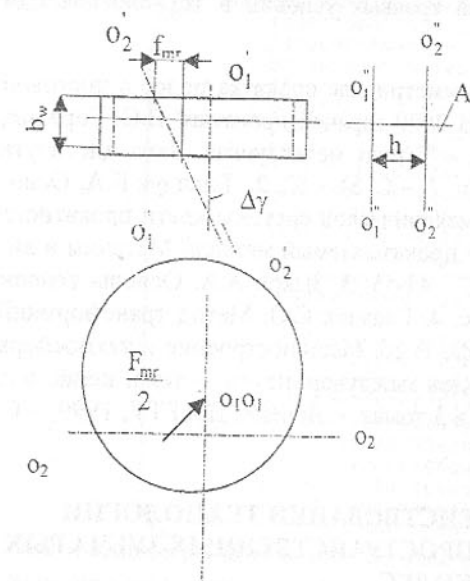


Рис. 2. Взаимное расположение базовой O_1O_1 и рабочей O_2O_2 осей.

Оценить указанную погрешность можно измерив монтажное радиальное биение зубчатого венца F_{mr} , измеренное в средней плоскости А зубчатого венца; измерив монтажный перекося зубчатого венца f_{mr} на длине, равной рабочей ширине зубчатого венца b_w ; измерив монтажное осевое биение зубчатого венца F_{ar} .

Монтажные погрешности влияют на следующие параметры зубчатых колес:

$$F_{io'r}; F_{ir}; F_{rr}; F_{pr}; \Delta X.$$

Кроме монтажных погрешностей имеют место погрешности неподвижного звена, т.е. погрешности взаимного расположения рабочих осей шестерни и колеса: отклонения межосевого расстояния f_{ar} измеренного в средней плоскости зубчатого венца; перекося осей f_{yr} и непараллельность осей f_{xr} , измеренных в средних плоскостях опор. Последние можно выразить через угол скрещивания $\gamma + \Delta\gamma$ и угол перекося осей $\Delta\phi$.

На рис. 3 показано взаимное расположение теоретических $O_{1T}O_{1T}$; $O_{2T}O_{2T}$ и действительных $O_{1D}O_{1D}$; $O_{2D}O_{2D}$ рабочих осей зубчатых колес. 1-1 2-2 - средние плоскости наружных колец шарикоподшипников; 3-3 - средняя плоскость зубчатого венца.

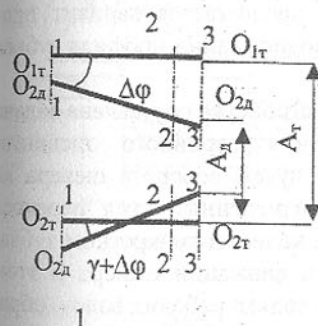


Рис.3. Погрешности неподвижного звена

Следует отметить, что f_{ar} , f_{yr} , f_{xr} являются комплексными величинами, учитывающими точность всех деталей неподвижного звена. Указанные показатели точности входят в число показателей точности, определяющих суммарное пятно контакта.

Детальный анализ монтажных погрешностей и погрешностей неподвижного звена приведен в [2]. Таким образом погрешности неподвижного звена зависят от погрешности изготовления посадочных отверстий под подшипники, зазоров в посадках подшипников, люфтов самих подшипников, т.е. носят в большей степени вероятностный характер. Следовательно, рабочие оси шестерни и колеса зубчатой передачи будут блуждать, и можно говорить лишь о мгновенной рабочей оси шестерни и колеса.

Существующий стандарт устанавливает нормы точности на окончательно собранную зубчатую передачу и ее звенья: шестерню, колесо и неподвижное звено, не дифференцируя их в отдельности.

Логично предложить, что устранение всех погрешностей следует выполнить, определившись с их результирующим значением.

Величину суммарной погрешности можно определить исходя из того, что в ряде пространственных зацеплений касание поверхностей является точечным [3].

Как показано автором в работе [4] суммарную погрешность можно определить по формулам:

$$\Delta X = \Delta A + Y_1 (\sin \gamma - \cos \gamma) \Delta \varphi + Z_1 (\cos \gamma + \sin \gamma) \Delta \varphi$$

$$\Delta Y = -(Y_1 \sin \gamma + Z_1 \cos \gamma) \Delta \gamma - 2 Z_1 \Delta \gamma$$

$$\Delta Z = (Y_1 \cos \gamma - Z_1 \sin \gamma) \Delta \gamma$$

где ΔA — погрешность межосевого расстояния, $\Delta \varphi$ — угол перекося осей шестерни и колеса, $\gamma + \Delta \gamma$ — угол скрещивания осей шестерни и колеса, Y_1 ; Z_1 — координаты точки касания ведущего и ведомого звеньев в системе координат связанных с ведущим звеном. Расположение осей шестерни и колеса

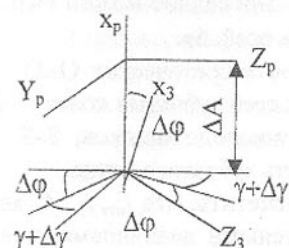


Рис.4. Расположение осей ведущего и ведомого X_3 Z_3 Y_3 звеньев.

показаны на рис. 4. Из приведенного анализа следует, что устранение суммарных погрешностей возможно осуществить методом пространственной модификации профиля зубьев. В настоящей работе предлагается вариант пространственной модификации профиля зубьев шевингованием. В основу устройства поставлена задача усовершенствования серийного шевинговального станка путем поворота шевера на предварительно измеренный угол перекося осей шестерни и колеса в конкретном зубчатом механизме и фиксации шевера в этом положении, использования в качестве оправок только рабочих валов, обработка габаритных колес, а также нескольких колес на одном рабочем валу за один установ. В результате обработки с разворотом шевера на углы, которые учитывают непараллельность f_{xk} и перекося f_{yk} рабочих осей и одновременно учитывая монтажные погрешности колеса, выполняется пространственная модификация профиля зубьев, а следовательно, уменьшаются погрешности: $F_{io'r}$; $F_{i'r}$; F_{rr} ; F_{pr} и показатели, определяющие суммарное пятно контакта. Схема приспособления показана на рис.5.

Обрабатываемая деталь (зубчатое колесо) 8 устанавливается на рабочем валу в центрах на токарно-винторезном станке (не показано). Для обеспечения пространственной модификации детали необходимо, чтобы рабочая подача $S_{прод}$ ползуна 11, а следовательно, и ось вращения шевера 7, были тождественны оси шестерни зубчатого механизма. С этой целью углы скрещивания $\gamma + \Delta \gamma$ и перекося $\Delta \varphi$ осей шевера 7 и детали 8 определяют

ся с учетом действительных значений f_{xr} и f_{yr} валов шестерни и колеса зубчатого механизма, углов наклона линии зуба колеса и шевера, а также условий резания.

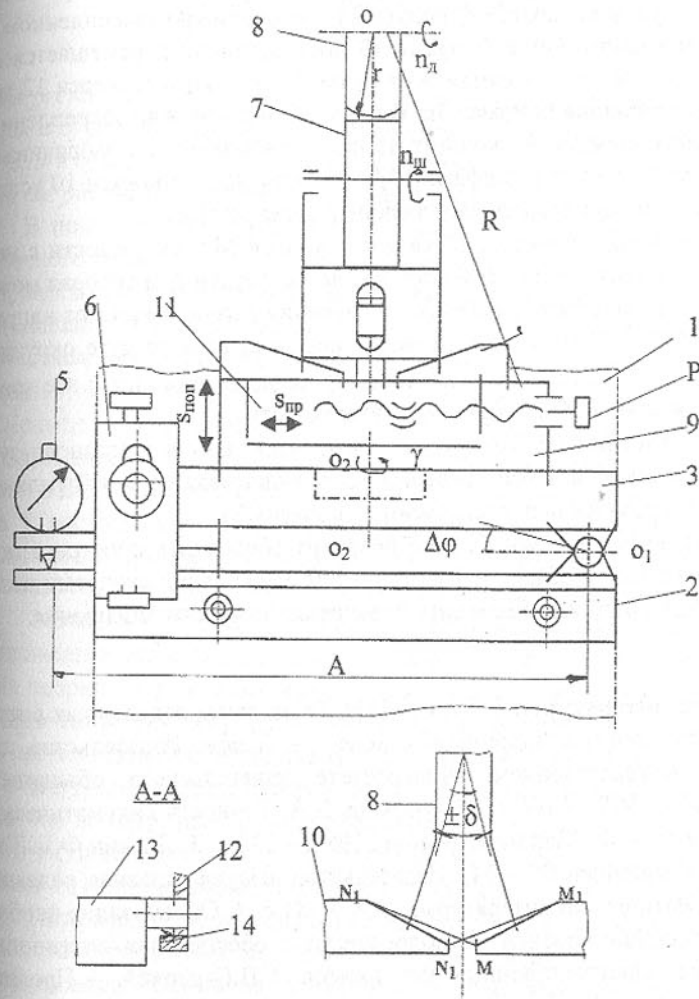


Рис.5. Приспособление к токарно-винторезному станку

Суппорт 3 поворачивается вокруг вертикальной оси O_1 на кронштейне 2 на угол $\Delta \varphi$, который может быть измерен с помощью индикатора регулировочной скобы 6.

Задняя часть каретки 9 поворачивается в суппорте 3 вокруг горизонтальной оси O_2O_2 на угол $\gamma + \Delta \gamma$, который отсчитывается по лимбу на каретке 4.

После установки углов суппортом токарно-винторезного станка 1 шевр 7 вводят в зацепление с обрабатываемой деталью 8 и включают шпиндель станка.

Для создания бочкообразной формы зубьев на детали, которая обрабатывается – зубчатом колесе 8, ползун 11 с неподвижно закрепленном на нем опорном кронштейне с цапфами 13 поступательно перемещается относительно задней части каретки 9 от ручки Р. При этом траверса 12 гранями своего основания опираясь на копиры 10, неподвижно закрепленные на задней части каретки 9, скользит по ним, одновременно поворачиваясь на опорном кронштейне с цапфами 13, и прижимаясь к копиям 10 усилием пружины 14 и радиальной составляющей силы резания.

Т.е. основание траверсы 12 является хордой MN окружности с центром в точке O , которая лежит на оси вращения детали 8, и которая может занимать последовательно различные положения в зависимости от направления $S_{прод}$ (MN'). В результате шевр 7 перемещается по дуге окружности, наклоняясь на угол δ относительно оси детали 8 и остается все время перпендикулярным к обрабатываемой поверхности.

При отсутствии необходимости изготовления бочкообразного зуба копиры 10 смещаются к оси траверсы 12, расклиная ее в нейтральном положении, и крепятся непосредственно к ползуну 11.

Предлагаемое приспособление позволит обеспечить пространственную модификацию профиля зубьев одно или нескольких зубчатых колес на рабочем валу, а также обеспечить повышение точности зацепления.

Список литературы: 1. Гулида Э.Н. Технология отделочных операций зубообработки цилиндрических колес. – Львов: Издательство при Львовском государственном университете издательского объединения «Вища школа», 1977. – 166 с. 2. Куцоконь В.А. Точность кинематических цепей приборов. – Л.: Машиностроение, 1980. – 220 с. 3. Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений. – М.: Издательство «Наука» главная редакция физико-математической литературы, 1968. – 584 с. 4. Обоснование необходимости совершенствования технологического обеспечения отделочных операций для пространственных механизмов /Г.В.Горецкий. – Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сборник научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 1999, Вып. 8, с. 63 – 66.

ВЛИЯНИЕ СМАЗОЧНЫХ КАНАВОК В РАБОЧЕЙ ЗОНЕ НА РЕЖИМНЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ

Горкуша А.Е., Снеговский Ф.П.

(ДонГТУ, г. Донецк, УГМУ, г. Николаев, Украина)

At the present article the author discloses the issues of influence of lubrication channels of pressure distribution and gap profile in bearing. The author proves the failure of the lubrication hydro-dynamic theory which does not take into account the pin-bearing deformation system but views it as quasysolid system.

В подшипниках гидродинамического трения минимальная толщина смазочного слоя измеряется несколькими микрометрами, а режим трения становится близким к граничному. В связи с деформируемостью системы шип-подшипник и сближением радиусов кривизны рабочая зона становится участком минимального зазора увеличенной протяженности. Количество смазки, протекающее через эту зону, ничтожно мало в десятки и сотни раз меньше, чем у подшипника с учетом его недеформируемости [1,2]. Это оказывается недостаточным для поддержания температуры и вязкости смазки в заданных пределах, что снижает несущую способность подшипника с ростом окружных скоростей. Повышение несущей способности подшипников скольжения возможно за счет рационального проектирования смазочных канавок, улучшающих тепловой баланс рабочих зон.

Методики расчета подшипников скольжения жидкостного трения, предложенные многими авторами, на основании решения основного уравнения теории гидродинамической смазки (уравнения Рейнольдса), во избежание снижения несущей способности, не рекомендуют выполнять на рабочих поверхностях подшипников масляные канавки. Опыты, проведенные с натурными подшипниками прокатных станов в широком режимном диапазоне по нагрузкам и скоростям скольжения, показали, что во многих практически важных случаях, выполнение на рабочих поверхностях опор, начиная с 10 м/с и выше, позволяют повысить их нагрузочную способность. Расхождение между данными расчетов и опытов объясняется несовершенством расчетных методик из-за грубых допущений, принятых при их построении. Основное допущение о том, что трибосистема шип-подшипник является квазитвердой, форма и размеры которой при приложении нагрузки сохраняются, опровергнуты опытами. При проведении опытов одновременно измерялись и записывались на ленту осциллографа основные рабочие параметры: форма и размеры смазочного слоя в зазоре между валом и внутренней поверхностью вкладыша, распределение давлений и температур в нем (а в неметаллических подшипниках и модулей

нормальной упругости), потерь на трение непосредственно в исследуемой опоре.

В настоящее время на Украине разработаны и используются в научной и практической работе основы теории Термоупругогидродинамической смазки (ТУГДС) машин, которая учитывает податливость системы шип-подшипник под нагрузкой, распределение смазки в зазоре и тепловых потоков, изменение модулей упругости неметаллических вкладышей [3, 4]. Наличие на рабочих поверхностях макро (в том числе и сквозных продольных, а также сегмообразных канавок) и микрорельефа для подшипников жидкостного трения привело к созданию новых опорных узлов и методик их расчетов (а.с. № 863903), а.с. № 139226, а.с. № 1425370, патент № 24484, Украина и др.).

Экспериментальные исследования работы подшипников скольжения гидродинамического трения базируются на новой теории ТУГДС. Они выполнены на созданных для этой цели испытательном стенде и измерительных средствах, соответствующих требованиям современной экспериментальной техники. Созданный трибомониторинг обеспечивает проведение натурных и модельных исследований в широком режимном диапазоне по нагрузкам и окружным скоростям скольжения с регистрацией основных рабочих параметров подшипника. Экспериментальные исследования подшипников скольжения с канавками в нагруженной зоне, существующих и новых конструкций показывают, что увеличение циркуляции смазки через несущую зону снижает ее теплонапряженность и в конечном счете повышает режимные возможности трибосистемы. Осциллограммы распределения толщин смазочного слоя и давлений в подшипнике с двумя сквозными продольными канавками при двух режимах работы – жидкостном (рис.1а) и граничном (рис.1б) позволили установить:

- обрыв смазочного слоя над канавками резкий, без плавного снижения как это предполагалось ранее (на осциллограммах, приведенных на рис.1а,б плавное снижение давлений объясняется наличием на поверхности измерительного вала преобразователя давлений, диаметр которого равнялся 6 мм);

- уменьшение общей площади несущей зоны, на величину площади канавок приводит к перераспределению (некоторому увеличению) давлений на действительной нагруженной площади, при этом отношение P_{max}/P_{cp} для подшипника с канавками больше P_{max}/P_{cp} без канавок (гладкого);

- профили зазора рабочей зоны отличаются (в предположении квазитвердой трибосистемы и представляют из себя участок двух параллельных поверхностей (шипа и подшипника) разделенных слоем смазки равным h_{min} .

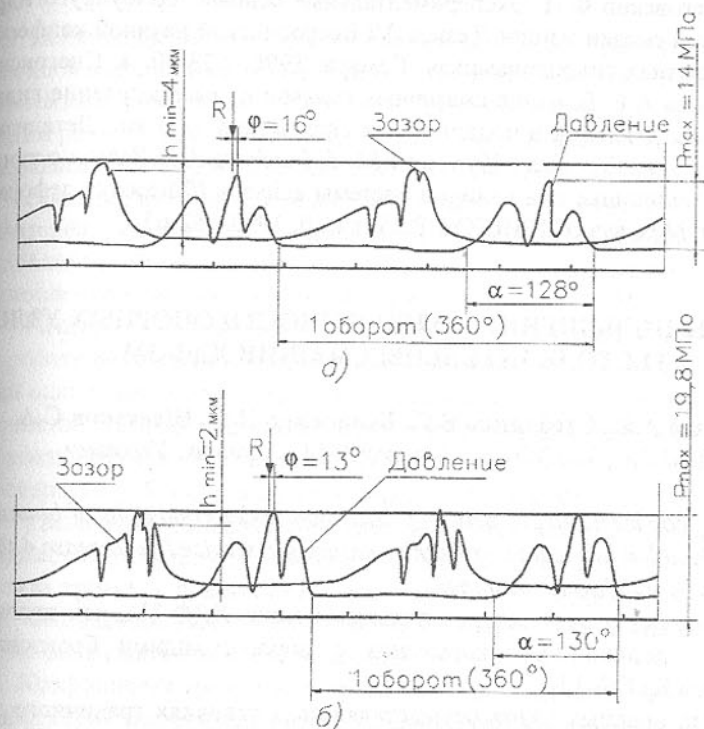


Рис.1. Осциллограммы распределений гидродинамических давлений и толщины смазочной пленки в бабитовом подшипнике со сквозными канавками при двух режимах работы:

а) режим жидкостного трения; б) режим граничного трения.

Исходные данные эксперимента :

Диаметр вкладыша $\varnothing 100$ мм, $L=80$ мм, $\psi=0,002$, $v=4$ м/с, $P_{cp}=4,5$ МПа (Рис.1а), $P_{cp}=6,4$ МПа (Рис.1б); ширина канавки $b=6$ мм, глубина $t=3$ мм. Режим работы записан на пленку осциллографа при температуре $t=70^\circ\text{C}$.

Опыты показали, что увеличение циркуляции смазки в рабочей зоне за счет рационально сконструированных и размещенных смазочных канавок позволяют снизить температуру несущих зон и повысить нагрузочную способность подшипника в 1,5...2 раза.

Список литературы: 1. Снеговский Ф.П. Опоры скольжения тяжелых машин. – М.: Машиностроение, 1969. – 223с. 2. Снеговский Ф.П. Расчет и конструирование подшипников скольжения. –К.: Техніка, 1974. –

100с. 3. Снеговский Ф.П. Экспериментальные основы термоупругогидродинамической смазки машин. Тезисы VI Всероссийской научной конференции. «Контактная гидродинамика», Самара, 1996. с.28-30. 4. Снеговский Ф.П., Горкуша А.Е. Влияние смазочных канавок на распределение гидродинамических давлений в подшипниках скольжения. – В кн.: Детали машин. вып.19. – К.: Техніка, 1974, с.48-51. 5. Горкуша А.Е. Задача о теплообмене в подшипнике при наличии системы канавок //Механика деформируемых тел: Меж вуз.сб / РИСХМ. Ростов Н/Д, 1990.с.52-67.

ВОПРОСЫ ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ОПОРНЫХ УЗЛОВ ТЕСТОДЕЛИТЕЛЬНЫХ МАШИН ХДФ-3М

Горкуша А.Е., Стеблянка В.Г., Беличенко Н.Е., Шестаков С.А.
(ДонГТУ, ДонГУЭТ, хлебозавод №14, г. Донецк, Украина)

Research of polymeric sleeve bearings operation under conditions of boundary friction with soiled lubricant proves their ensuring a service life increase 4 times in comparison with bronze bushings.

В опорных узлах тестodelительных машин ХДФ-3М, как правило, используют подшипники скольжения с дорогостоящими бронзовыми вкладышами Бр.ОФ-10-1.

Работа опорных узлов осуществлялась в условиях граничного трения, а скорость скольжения составляла 1,5 м/с, при средних давлениях до 40 МПа. Из-за попадания муки в консистентную смазку большого давления образуют абразивные частицы, которые интенсивно изнашивают как вал, так и вкладыш. Срок службы вкладышей не превышал 1 месяца. Твердые абразивные частицы, находящиеся в рабочем зазоре между валом и вкладышем, шаржируют их поверхности и выводят опорный узел из строя. С целью повышения срока службы опорного узла были проведены опыты по замене дорогостоящей бронзы на более дешевый материал капролон, маслянит.

Размеры втулок соответствовали натурным размерам опорного узла тестodelительной машины: внутренний диаметр равнялся 50 мм, длина $L=70$, толщина стенки $t=6$ мм. Зазор в подшипнике рассчитывался по формуле [1]

$$\varepsilon_{\min} = \varepsilon_{\max} - 0,1\sqrt[3]{d},$$

где $\varepsilon_{\min}$ и $\varepsilon_{\max}$ – максимальный и минимальный зазоры, определяемые по таблицам, d – внутренний диаметр вкладыша.

Испытывались два вида вкладышей сырые и кипяченые в масле в течение 12 часов, чтобы устранить влагопоглощение и разбухание полиме-

ра.

Испытания проводились на специально сконструированной и изготовленной машине трения. Величина нагружения и момент трения измерялись тензометрическими балочками с ускорением сигналов тензостанцией 8ВНИ и регистрировались осциллографом НИИ7. Температура в зоне трения измерялась микротермопарами группы М-К (медь-констант), которые обеспечивали линейность и величину сигнала, достаточную для записи без усилителей. Для смазки использовался солидол синтетический УС чистый и с добавками муки, как абразива. Эти же втулки испытывались непосредственно в опорном узле тестodelительной машине ХДФ-3М.

Испытания показали, что для полимерных вкладышей момент трения при работе без смазки и со смазкой с примесями муки изменяется практически одинаково, а значение момента трения всегда больше, чем при работе с чистой смазкой. С ростом нагружений разница значений момента трения увеличивается. Это объясняется тем, что при граничном трении и данной скорости (1,5 м/с) масляные клинья не образуются.

Увеличение коэффициента трения при наличии абразивной муки перекрывает благоприятное действие смазки. Большой разницы в значениях момента трения у подшипников из капролона и маслянита нет при всех видах смазывания. Исходя из этого, выбор капролона или маслянита необходимо обосновать его первоначальной стоимостью.

Коэффициент трения от нагружения рассчитывается по результатам средних серий экспериментов для заданного нагружения по формуле:

$$f = \frac{2M_{\text{ср}}}{R \cdot d},$$

где $M_{\text{ср}}$ – величина среднего момента трения, Нсм;

R – нагрузка на подшипник, кН;

d – внутренний диаметр втулки, см.

Для подшипников из маслянита (рис.1) наблюдается некоторое уменьшение коэффициента трения.

Это объясняется тем, что в начальный момент при увеличении нагружения, повышется и температура, а это ведет к извлечению смазки из пор маслянита. При дальнейшем увеличении нагружения и ростом температуры запас масла в порах уже недостаточен для поддержания благоприятных условий смазывания и коэффициент трения увеличивается.

Горленко А.О., Сухарев С.О.

(БГТУ, ОАО НИИ «Изотерм», г. Брянск, Россия)

Technological maintenance of reliability of the carriage of the manipulator – stacker of semi-conductor plates on the basis of the analysis of the sizes of interface and formation of a superficial layer having high resistance to deterioration, at the combined processing.

Надежность работы манипулятора-переукладчика полупроводниковых пластин определяется точностью позиционирования каретки, которая зависит от первоначального радиального зазора в сопряжении «корпус – подшипник – цилиндрическая направляющая» (рис.1) и от ее износа.

Таким образом, технологическое обеспечение надежности каретки манипулятора на стадии изготовления осуществляется решением двух задач: обеспечением точности изготовления цилиндрических направляющих

при механической обработке и формированием поверхностного слоя, обладающего высокой износостойкостью, при комбинированной обработке, объединяющей преимущества упрочняющей и отделочной обработок. При этом на стадии упрочняющей обработки формируются необходимые физико-механические свойства поверхностного слоя, а на стадии отделочной обработки – необходимые геометрические параметры качества.

Точность изготовления направляющей обеспечивается на основе размерного анализа сопряжения. Замыкающим звеном, обеспечивающим точность позиционирования каретки, является

Вследствие того, что капролон В не пропитан смазкой, уменьшение коэффициента трения не происходит.

В полимерных подшипниках величина коэффициента трения при работе без смазки и со смазкой абразивной мукой приблизительно одинаковы, а при подаче чистой смазки резко падает. Абразивные частицы муки в полимерном подшипнике измельчаются и внедряются во внутреннюю поверхность вкладыша, что не наблюдается у бронзового вкладыша.

В настоящее время разработаны новые конструкции вкладышей армированные металлом. Предварительные

испытания показывают, что ресурс работы опорного узла тестодельной машины ТФС-4 увеличивается в четыре раза в сравнение с опорным узлом, имеющим бронзовый вкладыш.

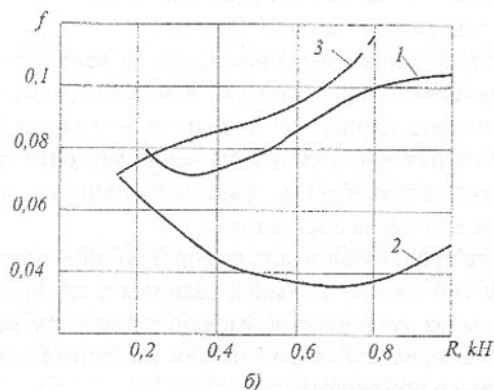
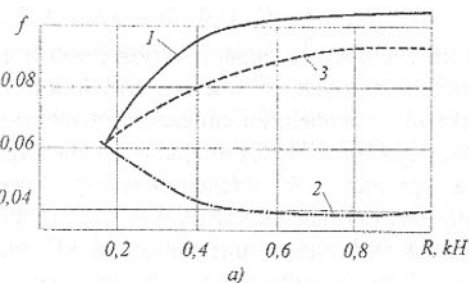


Рис.1. Зависимость коэффициента трения от нагрузки.

Условия смазывания: 1 – без смазки; 2 – чистая смазка; 3 – смазка с абразивом. материалы: а – капролон; б – маслянит.

ные испытания показывают, что ресурс работы опорного узла тестодельной машины ТФС-4 увеличивается в четыре раза в сравнение с опорным узлом, имеющим бронзовый вкладыш.

Список литературы: 1. Воронков В.Д. Подшипники сухого трения. – Л.: Машиностроение, 1979. – 224 с. 2. Беличенко Н.Е., Беличенко В.Е., Вяльцев Н.В., Горкуша А.Е. Влияние загрязненной смазки на работу подшипников с полимерными вкладышами. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сб. национальных трудов: в 3-х томах. Т.1. – Донецк: ДонГТУ, 1999. – С. 72-75.

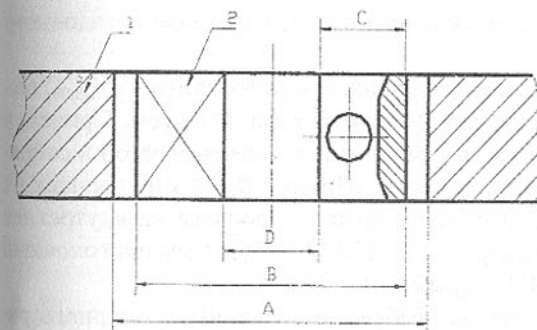


Рис.1. Сопряжение подшипника с корпусом.

1 – корпус; 2 – подшипник; А – внутреннее отверстие корпуса; В – наружный диаметр подшипника; С – толщина условного кольца подшипника; D – внутренний диаметр подшипника, являющийся посадочным для направляющей.

суммарный радиальный зазор в сопряжении, значение которого не должно превышать (по техническим требованиям) 0,01 мм при значениях размеров, представленных на рис.1:

$$A = 22H7^{(+0,021)}; B = 22h6^{(-0,013)}; C = 5 \pm 0,002.$$

Расчеты показывают невозможность обеспечения требуемого радиального зазора методами полной и неполной взаимозаменяемости. Анализ данного сопряжения показывает, что обеспечить требуемое значение максимального суммарного радиального зазора представляется возможным методом регулирования с применением неподвижных компенсаторов при изготовлении внутреннего диаметра корпуса тонким развертыванием $A = 22H6^{(+0,013)}$ и внутреннего диаметра подшипника $D = 12^{+0,013}_{-0,013}$.

Число ступеней компенсаторов [1]

$$N = \frac{T'_{AO}}{T_{AO} - T_{комп.}}, \quad (1)$$

где T_{AO} – производственный допуск замыкающего звена, равный для D 0,026 мм;

T_{AO} – допуск замыкающего звена по техническим требованиям на величину суммарного радиального зазора, 0,01 мм;

$T_{комп.}$ – допуск компенсатора, равный допуску на изготовление посадочного диаметра направляющей.

При изготовлении направляющей тонким шлифованием $dh5^{(-0,08)}$ выражением (1) определяется наличие 13 групп компенсаторов. Причем в пределах каждой группы допуск на суммарный радиальный зазор в сопряжении 0,01 мм распределится следующим образом: 0,008 мм – допуск на изготовление направляющей; 0,002 мм – диапазон допуска на внутреннее отверстие подшипника. Например, для $D = 12,013 - 12,011$ мм пригонный размер направляющей $d = 12,011_{-0,008}$ мм.

Другим методом обеспечения требуемой величины суммарного радиального зазора является метод групповой взаимозаменяемости, при применении которого можно значительно расширить допуск на изготовление диаметра направляющей. Число групп, на которые необходимо рассортировать отверстия подшипника и диаметры направляющей [1]

$$Z = \frac{T'_O}{T_{AO}}, \quad (2)$$

где T'_O – производственный допуск, равный сумме допусков на изготовление отверстия подшипника и диаметра направляющей.

При изготовлении направляющей по 8 качеству точности $dh8^{(-0,027)}$ выражением (2) определяется наличие 6 групп селективной сборки. Поля допусков каждой группы для отверстия подшипника и диаметра направ-

ляющей, определяющие предельные значения размеров каждой группы, представлены на рис.2, из которого видно, что значение диаметра направляющей $d = 12,01h8^{(-0,027)}$. Селективная сборка должна осуществляться сопряжением направляющих и подшипников с одинаковыми номерами групп по результатам измерений их размеров, что позволит гарантированно обеспечить требуемую величину суммарного радиального зазора в сопряжении не более 0,01 мм.

Формирование поверхностного слоя направляющей, обладающего высокой износостойкостью, целесообразно осуществлять импульсным электромеханическим упрочнением, основанным на одновременном термосиловом воздействии на поверхность обрабатываемых деталей, в сочетании с лепестковым шлифованием. Это приводит к изменению физико-механических и геометрических показателей поверхностного слоя и, как следствие, к повышению эксплуатационных свойств, в частности, износостойкости.

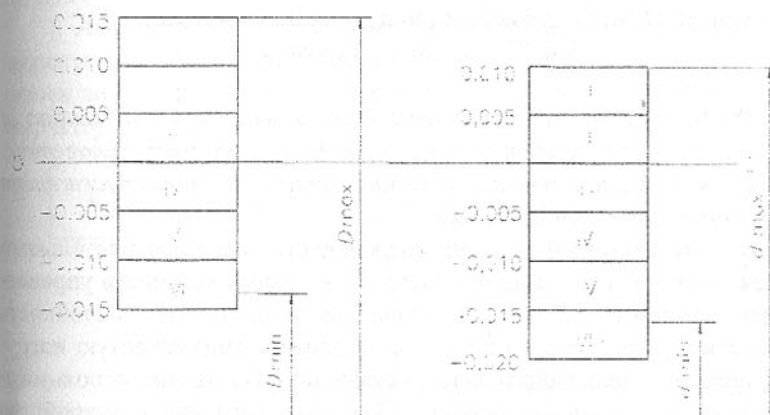


Рис.2. Поля допусков групп.

D_{min}, D_{max} – предельные значения диаметров отверстия подшипника; d_{min}, d_{max} – предельные значения диаметров направляющей; I-VI – номера соответствующих селективных групп с предельными отклонениями в мм.

В целях совершенствования методов электромеханической обработки (ЭМО) перспективным является переход к реализации принципов ЭМО с применением новых аппаратных средств. Основными принципами являются: электробезопасность; низкая материалоемкость; экономия электроэнергии; мобильность и удобство в эксплуатации; широкий диапазон регулирования силы тока, продолжительности импульсов и пауз, частоты тока упрочнения; широкий выбор технологической оснастки и средств комму-

тации; использование ПЭВМ для управления режимами упрочнения и процессом ЭМО в целом.

Научно обоснованный выбор и нормирование режимов упрочняющей и отделочной обработок осуществляется на основе математического моделирования процесса формирования качества поверхностного слоя и эксплуатационных свойств деталей при электромеханической обработке и лепестковом шлифовании упрочненных поверхностей.

Список литературы: 1. Допуски и посадки. Справочник. В 2-х ч./ В.Д. Мягков, М.А. Палей, А.Б. Романов, В.А. Брагинский. —6-е изд., перераб. и доп. —Л.: Машиностроение, Ленингр. отделение, 1982. —Ч.1, 543с.

АДАПТИВНАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ТОКАРНЫМ С ЧПУ СТАНКОМ

Горобец И.А., Голубов Н.В., Болтян А.В., Огинский А.Г.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

Urgent task of a machine-building complex is the development and creation of adaptive devices of management of the equipment with program management. The device, which is developed, allows conduct under continuous measurement and correction of submission of the tool.

Одной из актуальных задач современного машиностроительного комплекса является разработка и создание адаптивных устройств управления оборудованием с ЧПУ. Это позволяет не только повысить стойкость режущего инструмента в 2-3 раза [1], но и снизить динамическую нагруженность, повысить производительность станков с ЧПУ за счет использования рациональных режимов резания. При этом адаптивное устройство управления должно учитывать состояние технологической системы, характер процесса обработки и другие входные параметры, влияющие на выбор режимов резания механической обработки.

Однако, поскольку на процесс обработки заготовки оказывают влияние множество изменяющихся факторов, то заранее затруднительно ввести в программу обработки заготовки рациональные режимы резания. Для непрерывного управления режимами резания в процессе механической обработки заготовки на станке с ЧПУ предлагается следующая функциональная схема адаптивного устройства управления (АУУ) (рис. 1). АУУ работает следующим образом. Сенсор устройства С осуществляет сбор информации о параметрах процесса резания. Далее системой контроля СК производится оценка полученной информации и выявление отклонений от ис-

ходных данных, а система диагностики СД — определение причины отклонений. После этого системой принятия решения СПР осуществляется выработка корректирующего воздействия для ликвидации выявленных отклонений и ввод корректирующего воздействия системой программного управления СПУ.

Важной задачей АУУ является определение мгновенных усилий резания при обработке заготовки.

Изменение силы резания при равенстве прочих параметров определим как

$$\Delta P = f(\Delta z; \Delta HB)$$

где Δz — колебание припуска заготовки; ΔHB — колебания твердости поверхности заготовки.

Из приведенных двух факторов наибольшее влияние на изменение силы резания оказывает колебание припуска. Наибольшую актуальность этот вопрос имеет при черновой обработке заготовки на токарных станках с ЧПУ.

Авторами исследовалась величина и закон распределения плотности вероятности общего припуска для штампованных заготовок. Так, для заготовок типа седло отопительного котла были установлен общий припуск и характер его изменения.

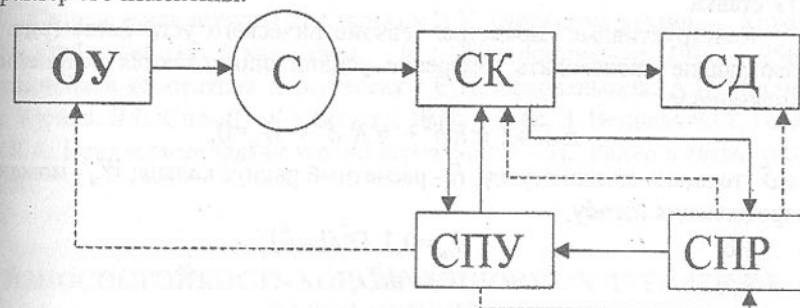


Рис.1. Функциональная схема АУУ

ОУ — объект управления; С — сенсор; СК — система контроля; СД — система диагностики; СПУ — система принятия решений; СПУ — система программного управления

Проверка гипотезы о распределении плотности вероятности припуска осуществлялась с помощью критерия Пирсона. Расчеты показали, что с вероятностью 0,95 можно принимать Гауссовский закон распределения плотности вероятности случайной величины общего припуска на штампованную заготовку. Следовательно, сила резания при черновом точении таких заготовок будет также случайной величиной распределенной по слу-

чайному закону. Принимаем величину силы резания в качестве информационной характеристики АУУ. При этом, для обеспечения максимальной производительности станка, используем адаптивное устройство предварительного регулирования.

Учитывая рекомендации [1] в качестве управляемой величины целесообразно принять продольную подачу. Тогда закон изменения продольной подачи s

$$s = \{C_v^{-1} P_z t^x v^{-n}\}^{1/y}, s = \{C_v^a P_z t^b v^m\}^d$$

где C_v - постоянная скорости резания; t - глубина резания; v - скорость резания; a, x, n, d, y, m - показатели степени

При тангенциальной составляющей силы резания $P_z \rightarrow \text{const}$ получим $s = C_p f(t)$, где $C_p = [P_z / C_v v^n]^d$.

Поскольку в адаптивном устройстве управления целесообразно учитывать мгновенную величину сил резания, то в качестве сенсорного устройства используем специальный тензометрический преобразователь, выполненный в виде втулки на поверхностях которого закреплены тензорезисторы.

В предлагаемой конструкции сенсорные устройства служат опорами подшипникам вала инструментальной револьверной головки токарного с ЧПУ станка.

Конструктивные параметры тензометрического устройства (рис. 2) позволяющие производить измерение усилий определяются нелинейной зависимостью

$$\pi \delta^3 + 2 \pi R \delta^2 + \pi R \delta^2 + W_u = 0,$$

где δ - толщина стенки втулки; R - расчетный радиус кольца; W_u - момент сопротивления изгибу.

$$\text{Но} \quad W_u = 0,1 D^3 (1 - a^4), \\ a = d/D,$$

где D, d - наибольший и средний диаметры проточек измерительного кольца.

С другой стороны

$$W_u = M_u / [\sigma]_u$$

где M_u - изгибающий момент в сечении измерения кольца; $[\sigma]_u$ - допускаемое по чувствительности тензорезисторов напряжение изгиба.

Решив нелинейное уравнение третьей степени определим значение конструктивного параметра δ .

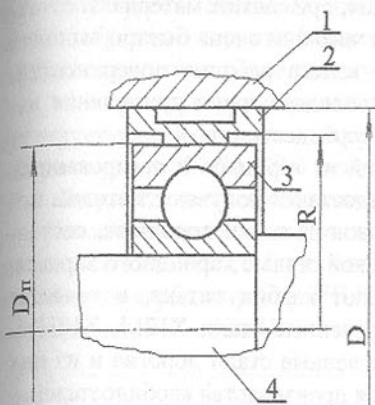


Рис. 4. Расчетная схема тензометрического устройства 1 - корпус; 2 - тензометрическое кольцо; 3 - подшипник; 4 - вал

Так, для станка модели 16К20Ф3 при использовании подшипника №46215 ГОСТ 831-54 величина δ втулки из стали 30ХГСА ГОСТ 4543-74 составляет 2мм.

Таким образом, разработанная методика позволяет, учитывая действительные мгновенные значения сил резания, повысить производительность станков с ЧПУ за счет использования рациональных режимов резания и рассчитать конструктивные параметры тензометрических устройств управления параметрами режимов резания станка.

Список литературы: 1. Стариков В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством. - М.: Машиностроение, 1989. - 296с. 2. Нелинейная корреляция и регрессия / С.Н. Воловельская, А.И. Жилин, С.А. Кулиш, В.Б. Сивый - К.: Техніка, 1971. - 216с. 3. Венцель Е.С., Овчаров Л.А. Прикладные задачи теории вероятности - М.: Радио и связь, 1983. - 416с.

ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ КОНСТРУКЦИОННЫХ ДЕТАЛЕЙ ИЗ КАРБИДОЧУГУНА

Гуревич Ю.Г., Ротермель П.В., Савиных Л.М.
(КТУ, г. Курган, Россия)

Karbidosteel is wear-resistant composition made on the base of titan carbide and high-alloyed steels. The substitution of expensive high-heat steels for cheap low-heat pig iron allows to get new wear-resistant composition titan carbide - white iron.

Существующие износостойкие сплавы часто не отвечают требованиям машиностроителей. Это приводит к тому, что при изготовлении оборудования, машин, механизмов и технологической оснастки для узлов, ра-

ботающих в условиях трения и изнашивания, применяют материалы с низким уровнем износостойкости, вследствие чего они очень быстро выходят из строя по причине преждевременного износа рабочих поверхностей. Этот недостаток устраняет нашедший в последнее время применение износостойкий композиционный материал – карбидосталь [1-4].

Карбидосталь – материал состоящий из карбидов и легированных сталей. Конструкционные детали из карбидосталей получают методом порошковой металлургии: спеканием прессовок из смеси порошков, составляющих карбидосталь, или пропиткой жидкой сталью карбидного каркаса. В качестве карбида чаще всего применяют карбид титана, в качестве стальной связки используют высоколегированные стали X12M, X18H15, X6B3M, P18, P6M5 и др. [5]. Все перечисленные стали дорогие и из них трудно получать порошки необходимые для производства карбидосталей.

Известно, что порошок серого чугуна, который является отходом, получаемым при обработке чугунных изделий резанием, – дешевый и недефицитный материал. Заменяя легированную сталь на чугун можно полу-

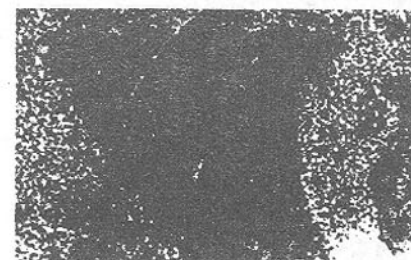


Рис. 1. Микроструктура карбидочугуна TiC-СЧ. $\times 1000$.

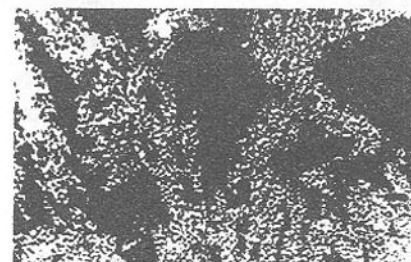


Рис. 2. Микроструктура карбидочугуна TiC-БЧ, $\times 1000$.

Свойства карбидочугунов были тесно связаны с их микроструктурой. Микроструктура образцов карбидочугуна TiC-СЧ (рис.1) состояла из

новый дешевый износостойкий материал – карбидочугун.

Для изготовления карбидочугунов использовали гомогенные порошки карбида титана (79,30 мас.%, % Ti, 18,78% C_{общ}, 0,36% C_{своб.}) и размолотой стружки серого чугуна (3,30% C, 0,64 % Mn, 2,09% Si, 0,064% P, 0,10% Cr). В качестве связующего применялся глицерин (ГОСТ 6259-75). Исходные материалы взятые в необходимых соотношениях смешивали в смесителе типа «пьяная бочка». Полученную смесь прессовали в пресс-формах под давлением 0,2-0,9 т/см². Готовые прессовки высушивали в вакуумном шкафу (остаточное давление 10⁻² мм. рт. ст.) при 370K в течение 1,5-2 часов, после чего спекали. Технология спекания карбидочугуна обеспечивало получение как серых(СЧ), так и белых чугунов(БЧ) в

трех структурных составляющих: эвтектики (микротвердость 9-12 ГПа), сорбитообразного перлита (микротвердость 4-5 ГПа) и включений графита. Детали из данного карбидочугуна имели твердость 18-20 HRC.

Микроструктура образцов карбидочугуна TiC-БЧ (рис.2) включала две структурные составляющие: включений карбида титана в белом чугуна (микротвердость 21-24 ГПа) и эвтектику TiC-Me₃C (микротвердость 19-23 ГПа). Твердость деталей составляла 44-50 HRC.

Износостойкость образцов карбидочугуна TiC-СЧ (рис. 3) ненамного отличалась от износостойкости закаленной стали 45, в то время как износостойкость карбидочугуна TiC-БЧ была соизмерима с износостойкостью карбидостали TiC – X18H15.

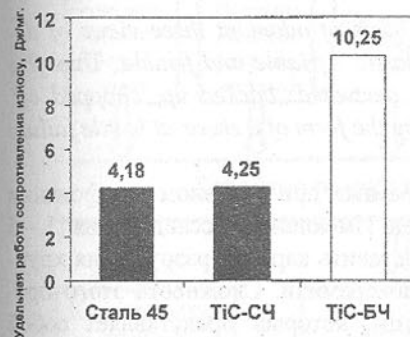


Рис. 3. Износостойкость материалов

Из карбидочугуна TiC-БЧ были сделаны втулки, работающие в условиях сухого трения в арматурно – правильном станке. После спекания точность деталей составляла 12 квалитет. Такая точность является достаточной чтобы, чтобы использовать полученные втулки из карбидочугуна без дополнительной механической обработки.

Срок службы втулок из карбидочугуна TiC – БЧ практически не отличался от срока службы аналогичных втулок из карбидостали TiC – X18H15[7-8]. Стойкость указанных втулок превосходила стойкость используемых втулок, из закаленной стали 45, в 50 - 60 раз.

Список литературы: 1. Кюбарсепп Я.П., Вальдма Л.Э. – В кн.: Карбиды и материалы на их основе. Киев АН УССР, 1983, с. 61-65. 2. Miller D.O., Pack P.A. – J. Amer. Ceram. Soc., 1983, v 66, N 12, p 841-846. 3. Гуревич Ю.Г., Фраге Н.Р., Паньшин И.Ф., Савиных Л.М. – Цветная металлургия, 1979, № 17, с. 39-41. 4. Фраге Н.Р., Гуревич Ю.Г., Рябов В.В. Композиционный материал на основе карбида титана для конструктивных материалов. Труды IV конференции по композиционным материалам, Минск, 1978. 5. Гуревич Ю.Г., Нарва В.К., Фраге Н.Р. Карбидостали. М.: Металлургия, 1988. 144 с. 6. Еременко В.Н. Титан и его сплавы. – Киев АН УССР, 1955–410 с. 7. Гуревич Ю.Г., Савиных Л.М. Износостойкая карбидосталь для конструктивных деталей, работающих в условиях сухого трения. – В кн.: Современные проблемы технологии машиностроения: Тез.

ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА РАЗРУШЕНИЯ И ФОРМЫ ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ СРЕЗА ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ АЛЮМООКСИДНОЙ КЕРАМИКИ

Гусев В.В., Молчанов А.Д., Вьяльцев Н.В., Ткач В.Н.
(ДонГТУ, ИСМ НАНУ, г. Донецк, г. Киев, Украина)

At diamond grinding of ceramics on the basis of adamant three views of destruction, namely are possible: plastic, plastic - friable and friable. Thus five cross-section profiles of a shear will be derivated: backed up, chopped off, jointed, combined and focal. Most typical by the form of a shear at brittle failure is focal.

Процесс разрушения минералокерамики при алмазном шлифовании в настоящее время практически не изучен. Имеющиеся исследования [1 – 5 и др.] не позволяют в полной мере представить картину разрушения хрупких материалов и в частности минералокерамики. Сложность этого процесса связана с режущим инструментом, который представляет собой множество режущих кромок с неопределенной геометрической формой и высотой выступания на рабочей поверхности и кинематикой процесса формообразования.

Для определения характера разрушения керамики на различной глубине, с учетом динамической погрешности системы СПИД, наиболее удобным является метод предложенный А.К.Байкаловым [6], сущность которого заключается в следующем. Алмазный круг продольным врезанием шлифует образец, выполненный в виде плоского клина с малым углом наклона. Исследуемая поверхность клина предварительно была отполирована (параметр шероховатости $R_a \leq 0,04$ мкм). Зерна, расположенные в рабочей поверхности оставляют на плоскости клина царапины, взаимное расположение которых по отношению к начальной линии отсчета повторяет расположение зерен на поверхности круга. Расположение шлифуемого образца под углом позволяет проследить разрушение керамики на различной глубине.

Исследования проводились с кругами 1А1 200х20х32 АС6 – 4 – М1 зернистостью 315/250 и 125/100 по плоской схеме шлифования периферией круга. Скорость заготовки была 0,5, 2 и 6 м/мин. В качестве СОЖ использовался 3%-ный раствор кальцинированной соды. Круг правился элек-

троэрозионным методом. Результаты эксперимента фиксировались на ленте профилограф – профилометра мод. 201 и визуально с помощью металлографического микроскопа ММР – 2Р и электронного микроскопа. Разно-высотность зерен алмазного круга фиксировалась на ленте профилограф-профилометра с помощью оригинального прибора. В качестве объекта исследования выступала керамика на основе оксида алюминия (Al_2O_3) пористостью 0,2% и 6,2%.

В результате проведенных исследований можно выделить три типа

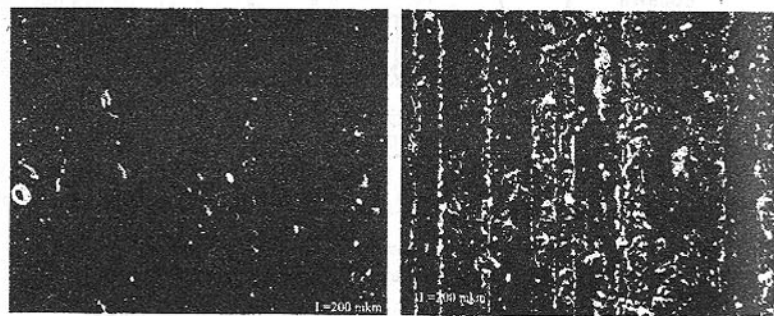


Рис.1. Классификация разрушения керамики и форм поперечного сечения среза при алмазном шлифовании

разрушения керамики (рис. 1): квазипластическое, когда форма поперечно-

го сечения среза повторяет форму зерна; хрупко – пластическое, форма среза повторяет форму зерна с небольшими сколами; хрупкое, когда форма образовавшегося среза отличается от формы зерна. Пластический характер разрушения вызывает минимальные отклонения поперечного сечения среза от профиля зерна (копируемая форма поперечного сечения среза). При пластично – хрупком разрушении поперечные сечения срезов могут быть скользящие, трещиноватые и комбинированные. При хрупком разрушении форма поперечного сечения среза очаговая, которая не имеет сходства с профилем зерна и превышает ширину и глубину зерна. Характер разрушения, а следовательно и форма поперечного сечения среза зависят от: геометрической формы зерна, режимов резания, жесткости системы СПИД, зернистости круга и физико – механических свойств керамики. Влияние формы зерна и его размеров сказывается на таких параметрах как ширина и глубина среза. При пластической деформации ширина среза равна ширине зерна на этой глубине, а глубина среза соответственно глубине внедрения зерна. При пластично – хрупком и хрупком разрушении форма среза изменяется под действием таких факторов как: глубина резания, подача, размер зерна алмазного круга. Жесткость системы СПИД оказывает влияние через глубину резания. Рассмотрим в отдельности влияние каждого этого фактора на форму поперечного среза.

Геометрическая форма зерна оказывает непосредственное влияние на поперечное сечение среза. При движении алмазного зерна, во время об-



а

б

Рис.2. Поверхность керамических образцов после алмазного шлифования (увеличение $\times 375$, электронный микроскоп): а – пористость керамики 0,2%, б – пористость керамики 6,2%

работки керамики (рис.2), возникают сложные упругие деформации сжатия, которые после достижения предела прочности обрабатываемого материала вызывают сколы. Реальные алмазные зерна взаимодействуют с обрабатываемой поверхностью, прежде всего, своими выступающими частя-

ми, радиус закругления которых значительно меньше, чем средний радиус алмазной частицы. Остроконечные зерна при обработке ведут к образованию трещин в обрабатываемом материале. В то же время алмазные зерна с большим радиусом закругления, крупной зернистости, диспергируют материал без проникновения трещин вглубь керамики. В этом случае, хрупкое разрушение происходит в горизонтальном направлении, и трещины направленные вглубь практически не проявляются.

Влияние удельной производительности ω [7] на ширину среза (рис.3) носит стохастический характер. Пластическое разрушение керамики наблюдается на глубине внедрения зерна до 0,01 мм или при значениях удельной производительности 0,06 – 0,7 $\text{мм}^3/\text{с}\cdot\text{мм}^2$ в зависимости от скорости детали. На большей глубине разрушения хрупкое или хрупко – пластическое. Формы поперечных сечений срезов при этих видах разрушения имеют сколы по бокам, либо имеют вид очагов разрушения. Мелкозернистый круг обладает большим количеством режущих вершин, толщина среза отдельного зерна уменьшается, что уменьшает вероятность хрупкого разрушения. Меньшая толщина среза отдельным зерном получается также при увеличении скорости резания (увеличение диаметра круга), в результате чего также снижается доля хрупкого разрушения.



Рис. 3. Влияние удельной производительности на ширину поперечного среза при алмажном шлифовании керамики (зернистость круга 315/250, скорость стола 2 м/мин)

Минимальные сколы и очаги разрушения наблюдаются на минимальных глубинах резания. До глубины 50 мкм происходит пропорциональное увеличение размеров разрушенных зон, после чего происходит стабилизация – увеличение глубины практически не ведет к увеличению размеров сколов и очагов.

Для определения влияния скорости детали и зернистости алмазного круга на характер разрушения керамики построены гистограммы распределения очагов разрушения (рис.4). Выравнивание эмпирических распределений ширины среза производилось следующими теоретическими законами: нормальным законом распределения,

гамма – распределением, распределением Вейбулла – Гнеденко и экспоненциальным распределением. Для определения соответствия теоретических законов распределения эмпирическим данным применялся критерий Пирсона, при уровне значимости 0,01. Проверка этим критерием показала, что во всех случаях подтверждается гипотеза о распределении очагов разрушения по закону Вейбулла – Гнеденко.

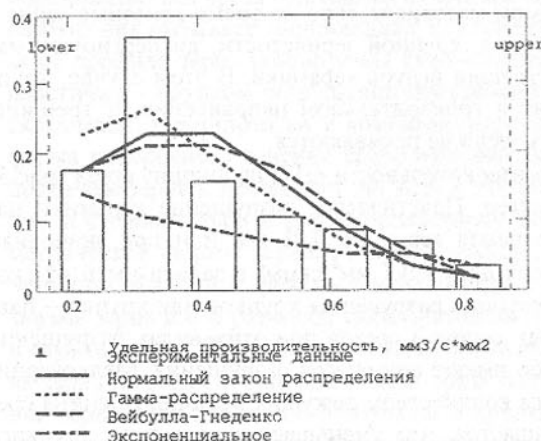


Рис. 4. Влияние удельной производительности на плотность вероятности появления очагов разрушения керамики (зернистость круга 315/250, скорость стола 2 м/мин)

эффективной кривой аппроксимации ширины поперечного сечения среза является степенная функция:

$$b = a \cdot \omega^c,$$

где b – ширина единичного среза;

a, c – коэффициенты уравнения регрессии.

Таким образом, проведенные исследования показали, что при алмазном шлифовании керамики на основе оксида алюминия возможны три вида разрушения, а именно: квазипластическое, пластично-хрупкое и хрупкое. При этом образуются пять форм поперечного сечения среза: копируемая, скользкая, трещиноватая, комбинированная и очаговая. Наиболее характерной формой среза при хрупком разрушении является очаговая. Изменяя такие факторы, как глубина резания и зернистость алмазного круга можно контролировать характер разрушения керамики, а, следовательно, прогнозировать шероховатость обработанной поверхности.

Список литературы: 1. Скоростная алмазная обработка деталей из технической керамики. Под ред. З.И. Кремня. – Л.: Маш., 1984. – 131с. 2. Алмазная обработка технической керамики / Д.Б.Ваксер, В.А.Иванов и др. – Л.: Маш., 1976. – 160с. 3. Новоселов Ю.К., Кулагин С.П., Леонов С.Л.,

Татаркин Е.Ю. Технологическое обеспечение качества изготовления деталей с износостойким покрытием. – Новосибирск: издательство Новосибирского университета, 1993. – 205с. 4. Механическая обработка деталей из керамики и ситалла. / В.А. Хрульков, В.А. Тародей, А.Я. Головань, Ю.М. Буки. – Саратов: Изд-во Саратовского университета, 1975. – 272с. 5. Осаму Иманака. Основы обработки керамики // Когё дзайрё. – 1984. – том 32, №6. – С.116 – 121. 6. Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов. – Киев: Наукова думка, 1978. – 207с. 7. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник / Под ред. А.Н. Резникова. – М.: Маш., 1977. – 391с.

МЕТОДОЛОГИЯ ОПТИМАЛЬНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ НЕОДНОРОДНЫХ КОНСТРУКЦИЙ С ЗАРАНЕЕ ЗАДАННЫМ КОМПЛЕКСОМ СВОЙСТВ

Гусев Е.Л. (ОИФТПС ЯНЦ СО РАН, г. Якутск, Россия)

It is considered the problem of optimal design nonhomogeneous constructions with before given complex of properties. In number of variation parameters is included all multitude parameters that determine of structure optimal construction: physical properties of layers, geometrical thicknesses of layers, number of layers. It is developed effective methodology of optimal design.

В последние десятилетия все возрастающее внимание уделяется вопросам оптимального проектирования неоднородных конструкций с заранее заданным комплексом свойств. При этом центральное место занимает проблема исследования предельных возможностей по достижению заданного комплекса свойств, которых можно достичь на основе направленного управления структурой неоднородной конструкции.

Исследуются задачи оптимального проектирования неоднородных конструкций, в которых неоднородность достигается за счет набора слоев с различными физическими свойствами. При этом параметрами, определяющими структуру неоднородной конструкции, будут являться физические свойства материалов слоев, толщины слоев, число слоев, а также порядок взаимного расположения слоев с различными физическими свойствами в конструкции. Наиболее близкой к реальному проектированию является ситуация, когда в распоряжении проектировщика имеется лишь конечный набор материалов, которые могут участвовать в проектировании. Это приводит к тому, что часть переменных проектирования, таких как физические свойства материалов слоев, может принимать лишь дискретное число значений. В вариационной постановке такие особенности приводят

гамма – распределением, распределением Вейбулла – Гнеденко и экспоненциальным распределением. Для определения соответствия теоретических законов распределения эмпирическим данным применялся критерий Пирсона, при уровне значимости 0,01. Проверка этим критерием показала, что во всех случаях подтверждается гипотеза о распределении очагов разрушения по закону Вейбулла – Гнеденко.

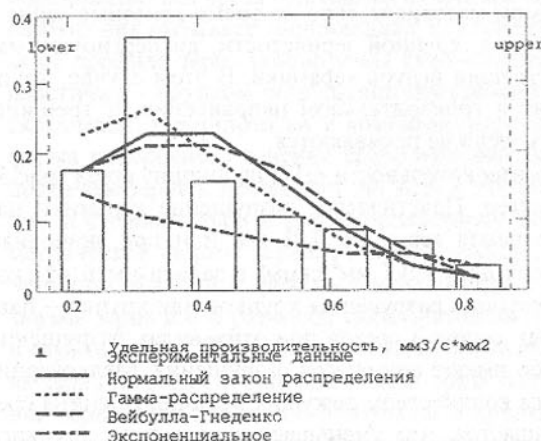


Рис. 4. Влияние удельной производительности на плотность вероятности появления очагов разрушения керамики (зернистость круга 315/250, скорость стола 2 м/мин)

эффективной кривой аппроксимации ширины поперечного сечения среза является степенная функция:

$$b = a \cdot \omega^c,$$

где b – ширина единичного среза;

a, c – коэффициенты уравнения регрессии.

Таким образом, проведенные исследования показали, что при алмазном шлифовании керамики на основе оксида алюминия возможны три вида разрушения, а именно: квазипластическое, пластично-хрупкое и хрупкое. При этом образуются пять форм поперечного сечения среза: копируемая, скользкая, трещиноватая, комбинированная и очаговая. Наиболее характерной формой среза при хрупком разрушении является очаговая. Изменяя такие факторы, как глубина резания и зернистость алмазного круга можно контролировать характер разрушения керамики, а, следовательно, прогнозировать шероховатость обработанной поверхности.

Список литературы: 1. Скоростная алмазная обработка деталей из технической керамики. Под ред. З.И. Кремня. – Л.: Маш., 1984. – 131с. 2. Алмазная обработка технической керамики / Д.Б.Ваксер, В.А.Иванов и др. – Л.: Маш., 1976. – 160с. 3. Новоселов Ю.К., Кулагин С.П., Леонов С.Л.,

Татаркин Е.Ю. Технологическое обеспечение качества изготовления деталей с износостойким покрытием. – Новосибирск: издательство Новосибирского университета, 1993. – 205с. 4. Механическая обработка деталей из керамики и ситалла. / В.А. Хрульков, В.А. Тародей, А.Я. Головань, Ю.М. Буки. – Саратов: Изд-во Саратовского университета, 1975. – 272с. 5. Осаму Иманака. Основы обработки керамики // Когё дзайрё. – 1984. – том 32, №6. – С.116 – 121. 6. Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов. – Киев: Наукова думка, 1978. – 207с. 7. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник / Под ред. А.Н. Резникова. – М.: Маш., 1977. – 391с.

МЕТОДОЛОГИЯ ОПТИМАЛЬНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ НЕОДНОРОДНЫХ КОНСТРУКЦИЙ С ЗАРАНЕЕ ЗАДАННЫМ КОМПЛЕКСОМ СВОЙСТВ

Гусев Е.Л. (ОИФТПС ЯНЦ СО РАН, г. Якутск, Россия)

It is considered the problem of optimal design nonhomogeneous constructions with before given complex of properties. In number of variation parameters is included all multitude parameters that determine of structure optimal construction: physical properties of layers, geometrical thicknesses of layers, number of layers. It is developed effective methodology of optimal design.

В последние десятилетия все возрастающее внимание уделяется вопросам оптимального проектирования неоднородных конструкций с заранее заданным комплексом свойств. При этом центральное место занимает проблема исследования предельных возможностей по достижению заданного комплекса свойств, которых можно достичь на основе направленного управления структурой неоднородной конструкции.

Исследуются задачи оптимального проектирования неоднородных конструкций, в которых неоднородность достигается за счет набора слоев с различными физическими свойствами. При этом параметрами, определяющими структуру неоднородной конструкции, будут являться физические свойства материалов слоев, толщины слоев, число слоев, а также порядок взаимного расположения слоев с различными физическими свойствами в конструкции. Наиболее близкой к реальному проектированию является ситуация, когда в распоряжении проектировщика имеется лишь конечный набор материалов, которые могут участвовать в проектировании. Это приводит к тому, что часть переменных проектирования, таких как физические свойства материалов слоев, может принимать лишь дискретное число значений. В вариационной постановке такие особенности приводят

к задачам оптимального управления комбинаторного типа с дискретно-непрерывными управляющими параметрами.

Известные подходы к решению задач оптимального проектирования связаны, как правило с упрощенной постановкой задачи оптимального проектирования, когда часть управляющих параметров, определяющих структуру неоднородной конструкции, считается фиксированной. Как правило, варьируемыми считаются лишь толщины слоев конструкции, что позволяет свести задачи оптимального проектирования к специальным задачам нелинейного программирования, связанным с минимизацией целевой функции, определяющей близость интересующего проектировщика комплекса свойств конструкции к требуемым, на множестве, определяемом ограничениями задачи. И в дальнейшем сформулированная задача решается с помощью известных методов нелинейного программирования. Такой подход к решению задач оптимального проектирования неоднородных конструкций с заранее заданным комплексом свойств, связанный с существенным упрощением исходной задачи, не позволяет в полном объеме исследовать предельные возможности, которых можно достичь на основе направленного выбора структуры конструкции.

Отсутствие эффективных методов исследования предельных возможностей неоднородных конструкций по достижению требуемого комплекса свойств приводит к тому, что с одной стороны, отсутствует возможность эффективного нахождения варианта структуры неоднородной конструкции, реализующего предельные возможности, а с другой стороны, отсутствует возможность оценить насколько существенно найденный вариант структуры конструкции отличается от варианта, реализующего предельные возможности.

В соответствии с этим в рамках существующих подходов:

1) Отсутствует возможность объективно оценить насколько возможности созданных структур, функционирующих в различных областях физики, техники, приборостроения, отличаются от предельно-достижимых,

2) Отсутствует возможность эффективного конструирования неоднородных конструкций, реализующих предельные возможности.

Общим для существующих подходов является то, что они не учитывают качественную структуру исследуемых задач, в частности, качественные закономерности взаимосвязи параметров в структурах, реализующих предельные возможности.

Решение поставленной проблемы предполагает существование возможности эффективного полного перебора всех допустимых вариантов конструкций, количество которых чрезвычайно велико. Однако реализация

методов полного перебора невозможна даже с применением высокобыстродействующих компьютеров.

В соответствии с этим была поставлена проблема создания новых методов всестороннего исследования предельных возможностей неоднородных конструкций, которые не связаны с полным перебором всех допустимых вариантов.

В вариационной постановке задачи оптимального проектирования неоднородных конструкций были сформулированы как задачи оптимального управления многоступенчатыми системами, описываемыми взаимосвязанной совокупностью систем дифференциальных уравнений, решения которых претерпевают разрывы на поверхностях раздела слоев. Критерий оптимизации выражает меру близости функциональных характеристик проектируемой конструкции к требуемым функциональным характеристикам.

Такие особенности сформулированных задач оптимального управления как дискретность области значений управляющих параметров, являющихся физическими свойствами материалов слоев (т.к. набор материалов при проектировании, как правило конечен); разрывность решений соответствующих краевых задач, существенная многоэкстремальность, свойство некорректности исследуемых задач по А.Н. Тихонову существенно затрудняют применение известных методов оптимального проектирования.

Многоэкстремальность рассматриваемых задач оптимального синтеза существенно затрудняет исследование предельных возможностей и характеристик конструкций. Дискретность варьируемых переменных приводит к невозможности построения вариаций, малых в равномерной метрике, что приводит к неэффективности применения большинства известных методов. Разрывность решений краевых задач вызывает дополнительные трудности при поиске оптимального решения.

Сформулированные задачи оптимального управления многоступенчатыми системами обладают рядом специфических особенностей, отличающих их от традиционных задач оптимального управления, рассматриваемых в теории оптимального управления динамическими системами. Фазовые переменные претерпевают разрывы в точках разрыва распределений физических свойств вдоль направления стратификации среды. При этом величина разрыва зависит явно от управляющих параметров, которыми являются физические свойства материалов по обе стороны разрыва. Множество значений управляющих параметров дискретно, что связано с конечностью заданного набора физических свойств конструкционных материалов. В этом смысле рассматриваемые задачи могут быть отнесены к задачам оптимального управления составными системами комбинаторного типа. Разные физические свойства конструкционных материалов связаны

между собой нелинейной зависимостью, что приводит к нелинейности гамильтониана по управлению и, следовательно к усложнению соответствующих оптимальных решений. В соответствии с этим к рассматриваемым задачам оптимального управления оказывается неприменимым принцип максимума Л.С. Понтрягина в его известной форме [1].

Разработаны новые необходимые условия оптимальности, обобщающие принцип максимума Л.С. Понтрягина на задачи оптимального управления многоступенчатыми системами рассматриваемого вида. На основе сформулированных необходимых условий оптимальности разработаны вычислительные процедуры оптимизации игольчатого типа, позволяющие эффективно учитывать всю совокупность параметров, определяющих структуру оптимальной конструкции, а именно: физические свойства материалов слоев, толщины слоев, число слоев, а также порядок взаимного расположения слоев с различными физическими свойствами. При этом эффективно учитывается дискретность области значений ряда управляющих параметров, являющихся физическими свойствами материалов слоев.

Как показали результаты вычислительных экспериментов, вследствие существенной многоэкстремальности исследуемых задач оптимального синтеза количество вариантов неоднородных конструкций, удовлетворяющих необходимым условиям оптимальности, связанным с нелокальными вариациями управляющих параметров, может быть достаточно значительным. Поэтому выделение вариантов неоднородных структур, реализующих предельные возможности, может представлять значительные вычислительные трудности. Тем не менее применение вычислительных процедур оптимизации, связанных с нелокальными вариациями управляющих параметров, и в этом случае позволяет строить более эффективные решения, чем при применении методов оптимального проектирования, связанных с локальным варьированием допустимого решения.

Однако проблему гарантированного выделения всех решений, реализующих предельные возможности по достижению заданного комплекса свойств, вышеописанные методы не позволили эффективно решить. В соответствии с этим возник вопрос о формулировке новых принципов на основе которых должны строиться методы оптимального проектирования, связанные с исследованием предельных возможностей неоднородных конструкций по достижению заданного комплекса свойств.

Была выдвинута гипотеза о возможности существования фундаментальных закономерностей, которым подчиняется взаимосвязь параметров в оптимальных конструкциях, реализующих предельные возможности. Т.е. было предположено существование общих закономерностей, которые присущи структурам, реализующим предельные возможности.

На основе конструктивного анализа необходимых условий оптимальности, связанных с нелокальными вариациями управляющих параметров, было установлено, что взаимосвязь параметров в оптимальных структурах обладает рядом универсальных качественных закономерностей, отличающих их от неоптимальных вариантов. На основе анализа математических моделей, описывающих взаимодействие неоднородных конструкций с внешней средой получено аналитическое описание качественных закономерностей взаимосвязи параметров в оптимальных структурах. Установленные качественные закономерности позволяют осуществлять априорное сужение допустимого набора материалов не нарушая оптимальности конструкции, определять характер сочленения слоев с различными физическими свойствами в оптимальной неоднородной конструкции, прогнозировать физические свойства материалов, включение которых в допустимый набор позволяет улучшить характеристики проектируемых конструкций. Если материалы с такими физическими свойствами отсутствуют в природе, то может быть рекомендовано с какими физическими свойствами материалы необходимо создать искусственно для улучшения характеристик неоднородных конструкций различного назначения.

Полученное качественное описание структуры неоднородных конструкций, реализующих предельные возможности, позволило разработать на его основе эффективные методы исследования предельных возможностей неоднородных конструкций различного назначения по достижению заданного комплекса свойств [2-9]. Проведенные численные эксперименты показали высокую эффективность разработанных методов исследования предельных возможностей.

В настоящее время композиционные конструкции, композиционные материалы, композиционные покрытия все более интенсивно применяются в различных областях физики, техники, приборостроения. При этом эффективность функционирования различных устройств в значительной степени определяется эффективностью функционирования входящих в их состав композиционных конструкций. Проблема же исследования предельных возможностей неоднородных конструкций по достижению заданного комплекса свойств тесно связана с проблемой достижения предельных возможностей в создании материалов с новыми свойствами. Проблема исследования предельных возможностей композиционных систем имеет принципиальное значение в оптике (просветление оптических поверхностей, создание интерференционных зеркал, светоделителей и т.п.), радиофизике (для преобразования волн в СВЧ- и радиодиапазонах), квантовой электронике (проектирование покрытий для лазерной техники), акустике (в ультразвуковой технике, для решения задач звукоизоляции, в качестве согласующих устройств и т.д.),

В теплофизике (для решения задач температурной стабилизации, создания эффективных теплозащитных систем). Упругие неоднородные конструкции находят применение для решения задач вибрационной защиты, для создания эффективных демпфирующих устройств.

Применение разработанной методологии оптимального проектирования неоднородных конструкций с требуемым комплексом свойств открывает новые перспективные возможности при решении задач оптимального проектирования композиционных систем и исследовании их предельных возможностей.

Список литературы. 1. Понтрягин Л.С., Болтянский В.Г., Гамкрелидзе Р.В., Мищенко Г.Ф. Математическая теория оптимальных процессов.- М.:Наука, 1983.-392 с. 2. Гусев Е.Л. Качественные закономерности структуры оптимальных решений в задачах оптимального синтеза многослойных конструкций при воздействии упругих волн//Доклады РАН,1998, т. 368, № 1, с.53-56.3. Гусев Е.Л. свойство внутренней симметрии во взаимосвязи параметров в оптимальных структурах в задачах оптимального синтеза неоднородных структур при волновых воздействиях//Труды Международной конференции «Симметрия в естествознании», Красноярск, 1998, с.47-48. 4. Bondarev E.A., Budugaeva V.A., Gusev E.L. Synthesis of layered shells made a finite set of viscoelastic materials//Mechanics of Solids,1998, v.33, N 3,p.2-7. 5. Bondarev E.A., Budugaeva V.A., Gusev E.L. Synthesis of layered shells from a finite set of viscoelastic materials//J. Australian Mathematical Society, Ser. B40, 1999, p. 525-534. 6. E.L. Gusev. Optimal synthesis methodology of nonhomogeneous structures under the influence of electromagnetic waves//Int. J. of Applied Electromagnetics and Mechanics, 1999, N 10, p. 405-416. 7. Gusev E.L. Qualitative properties of optimal design of non-homogeneous structures subject to the action of acoustic waves// Mechanics of Solids,1999, v.34, N 3,p.146-149. 8. Gusev E.L. Qualitative regularities of the interrelation of parameters in the layered structures realizing the ultimate performance //Acoustical Physics,1999, v.45, p. 499-503. 9. Гусев Е.Л. Априорное сужение области поиска в волновых задачах синтеза неоднородных структур.

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ НА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ СИСТЕМЫ NI-CR-B-SI-C

Девойно О.Г., Кардаполова М.А., Крупская М.М. (БГПА, Беларусь)

The method of laser alloying of plasma-spraying coating Ni-Cr-B-Si-C is offered. One allows to vary over a wide range its features. Directions and degrees of the most important parameters influence of technology a laser

processing on features of covering are determined by means of the method mathematics planning of experiments.

Введение Использование порошковых самофлюсующихся сплавов на никелевой основе для газотермического нанесения покрытий позволяет получить слои с высоким уровнем свойств. Структура сплавов системы Ni-Cr-B-Si в основном состоит из фаз: γ -Ni (пластичная матрица), Ni_3B (входит в состав легкоплавкой эвтектики γ -Ni + Ni_3B), Cr_2B , Cr_7C_3 (упрочняющие фазы), которые выделяются в виде отдельных включений, эвтектик, дендритных ветвей, квазиэвтектик. В отличие от объемной термообработки, высокие скорости нагрева и охлаждения под воздействием лазерного луча способствуют получению тонкодифференцированных эвтектик, армирующих сплав [1]. Достигается высокая степень совершенства аксиальной текстуры в направлении (111), оказывающей влияние на трибологические характеристики поверхностного слоя. Исследованиями установлено, что усиливая ту или иную составляющую сплава с помощью легирования, можно значительно варьировать свойствами покрытия.

Методика исследований и материалы На поверхность стали 45 методом плазменного напыления наносили покрытие ПП-СРЗ. После напыления поверхность покрывали слоем легирующей обмазки со связующим веществом. Толщина обмазки выбиралась с учетом предварительных исследований и составила 0,1 мм. Последующее оплавление двухслойного покрытия осуществляли лазерным лучом [2]. Использовали CO_2 -лазер непрерывного действия мощностью 800 Вт.

Цель исследования состояла в том, чтобы с помощью метода математического планирования экспериментов статистически достоверно определить направления и степени влияния наиболее важных параметров технологии лазерной обработки на характеристики покрытий, полученных методами лазерного оплавления газотермических покрытий с модификацией на стадии лазерного оплавления. Составы легирующих обмазок приведены в таблице 1. Технологические факторы выбирали, исходя из соображений управляемости и ортогональности (т.е. взаимной независимости).

Таблица 1 - Составы легирующих обмазок для лазерного модифицирования газотермических покрытий.

№	Содержание компонентов, % по массе				Достижимые параметры физико-механических и эксплуатационных характеристик
	В аморфный	Mn	B_4C	Cr, Cr_2O_3	
1	30	-	70	-	Повышение износостойкости в условиях сухого трения
2	50	-	-	50	Повышение износостойкости при граничном трении со смазкой

фактор 1 - скорость перемещения лазерного луча;

фактор 2 - диаметр луча лазера в месте соприкосновения с поверхностью металла ("диаметр пятна");

фактор 3 - коэффициент перекрытия дорожек, т. е. отношение шага обработки (расстояния между средними линиями дорожек) к диаметру пятна. При величине фактора 3 меньше единицы, имеет место двукратное воздействие лазерного луча на часть поверхности металла.

Фактор 4 - толщина легирующей обмазки.

В качестве метода планирования экспериментов был выбран метод дробных реплик Бокса-Уилсона (реализовали полуреплику вида 2^{4-1} , т.е. серия состояла из 8 основных опытов):

$$Y = b_0 + b_1X_1 + b_2X_2 + b_3X_3 + b_4X_4,$$

где Y - параметр оптимизации;

X_i - величины факторов в кодированном виде;

b_i - коэффициенты регрессии, описывающие направление и степень влияния каждого из факторов "X" на величину "Y".

В качестве параметров оптимизации определяли следующие характеристики полученных покрытий:

параметр 1 - сумма главных остаточных напряжений 1 рода в плоскости поверхности образца;

параметр 2 - степень легированности хромом твердого раствора на основе никеля, т.е. фазы, образующей непрерывный каркас покрытия и обеспечивающей передачу внешних нагрузок и внутренних напряжений на другие, более прочные и упругие фазы;

параметр 3 - содержание твердого раствора на основе никеля в объеме приповерхностных зон покрытия;

параметр 4 - содержание вновь образовавшихся химических соединений в объеме покрытия, т.е. фактически степень полноты протекания химических реакций в покрытии в процессе его лазерной обработки;

параметр 5 - средняя микротвердость покрытия. Хотя, как установлено в ранее проведенных экспериментах, микротвердость неоднозначно связана с эксплуатационными характеристиками.

Каждый образец снимали на дифрактометре ДРОН-3.0 в медном монохроматизированном излучении, используя специально разработанную методику съемки.

Полученные результаты и обсуждение Экспериментальные результаты исследований и результаты расчета математических моделей по выбранным критериям представлены в таблицах 2,3.

Таблица 2 - Результаты экспериментальных исследований для реализации плана дробного факторного эксперимента

№	σ_1 , кг/мм ²	$C_{те.р.}$, % АТ.	$Q_{те.р.}$, % по объему	$H_{те}$, кг/мм ²
Лазерное оплавление с обмазкой В + В ₄ С				
	Y_{11}	Y_{12}	Y_{13}	Y_{14}
1	-370	14,6	6,0	365
2	-165	3,6	10,0	390
3	-377	9,7	14,5	383
4	-429, -745, -319, -529	15, 16, 7, 12,	15,2; 15,7; 15,7; 16,8	428, 425, 421, 438
5	-157	10,9	8,6	378
6	-53	8,5	2,2	372
7	-346	11	17,6	390
8	-613	7	20,7	282
Лазерное оплавление с обмазкой В + Cr				
	Y_{21}	Y_{22}	Y_{23}	Y_{24}
1	-201	12	7,5	456
2	-451	3	12,5	487
3	-515	8	18,2	479
4	-523, -511, -501, -513	12, 13, 9, 10,	19; 19,6; 19,6; 21,0	535, 531, 526, 547
5	-192	9	8,6	472
6	-116	7	2,2	465
7	-256	9	17,6	487
8	-495	7	20,7	352

Таблица 3 - Результаты расчета коэффициентов уравнений регрессии

Код параметра оптимизации	Число значимых коэффициентов	Доверительный интервал коэффициентов	Коэффициенты регрессии модели типа $Y = B_0 + B_1X_1 + B_2X_2 + B_3X_3 + B_4X_4$				
			B_0	B_1	B_2	B_3	B_4
Y_{11}	5	53.6	-323	-91	76	-49	-56
Y_{12}	3	1.075	8.15	-1.09	-1.66	0.1	0.15
Y_{13}	5	0.813	11.9	-3.33	-1.55	3.41	2.16
Y_{14}	4	5.44	373	-2.75	-18	-15.2	5.5
Y_{21}	4	16.2	-342	-151	28	-22	-2
Y_{22}	4	0.19	8.2	-1.0	1.75	0	0.25
Y_{23}	5	1.69	13.4	4.4	-2.4	2.9	1.7
Y_{24}	5	6	478	212	24	18	9

Анализ полученных результатов показывает следующее:

Параметр Y_1 - остаточные напряжения 1 рода.

Во всех опытах получены только напряжения отрицательного знака (сжимающие), достигающие величин, близких к пределу прочности на сжатие никелевой матрицы покрытия. Из технологических факторов на напряженное состояние покрытия для покрытий с обмазкой первого и второго составов наиболее сильно влияет фактор X_1 (скорость перемещения луча лазера): напряжения сжатия тем больше по абсолютной величине, чем выше скорость обработки (и чем меньше диаметр лазерного луча).

Параметр Y_2 - степень легированности твердого раствора на основе никеля (наиболее вероятный легирующий элемент - хром). Во всех опытах получено высокое содержание хрома в твердом растворе - от 5 до 15% ат.

Все исследованные технологические факторы существенно влияют на концентрацию хрома в никеле. Для состава В + В₄С она тем больше, чем: меньше скорость лазерного луча; меньше диаметр пятна;

Для состава В + Сг она тем больше, чем: меньше скорость лазерного луча; больше диаметр пятна; больше содержание хрома в обмазке.

Таким образом, степень легирования никеля хромом (определяющая его прочность и напряженное состояние), вполне управляема варьированием технологических факторов.

Параметр Y_3 - содержание твердого раствора на основе никеля в приповерхностных объемах покрытия. Важность этого фактора состоит в том, что именно твердый раствор, даже если его содержание вблизи поверхности невелико (в глубину оплавленной зоны оно возрастает, как показали ранее проведенные исследования, в линейной зависимости от расстояния до поверхности), связывает воедино все фазы слоя и служит "передатчиком" внешних нагрузок и остаточных напряжений.

Объем твердого раствора в покрытии вблизи поверхности не превышал 20% его содержание было тем больше, чем:

Для обмазок В + В₄С: меньше скорость лазерного луча; меньше диаметр пятна; выше коэффициент перекрытия; больше толщина легирующей обмазки.

Первое из упомянутых влияний значительно сильнее, чем второе.

Для обмазки В + Сг: больше скорость лазерного луча; меньше диаметр пятна; выше коэффициент перекрытия; больше толщина легирующей обмазки.

Одной из основных характеристик фазово-химического состава покрытия является количество упрочняющей фазы в покрытии (бориды никеля и борид хрома Cr₂B).

Как показывает анализ приведенных в таблице 2 данных количество упрочняющей фазы тем больше, чем:

Для обмазок В + В₄С: больше скорость лазерного луча; больше диаметр пятна; выше коэффициент перекрытия. Первое из упомянутых влияний значительно сильнее, чем второе.

Для обмазки В + Сг: меньше скорость лазерного луча; больше диаметр пятна; ниже коэффициент перекрытия;

Параметр Y_5 - среднее значение микротвердости покрытия. Значение этого фактора зависит практически от всех технологических параметров, однако, следует отметить, что для покрытий системы Ni-Cr-B-Si значение микротвердости не всегда определяет его эксплуатационные свойства. Поэтому оптимизацию режимов лазерной модификации следует проводить с учетом всех характеристик покрытия и, в первую очередь, по показателю износостойкости.

Список литературы: 1. Чачин В.Н., Кардаполова М.А., Спиридонов Н.В. Формирование свойств газотермических покрытий при оплавлении лучом лазера//Машиностроение. Минск: Выш. шк. 1996 Вып.11. С.69-76. 2. Чачин В.Н., Кардаполова М.А., Девойно О.Г., Лазнев В.К. Снижение трещинообразования при оплавлении покрытий из самофлюсующихся сплавов лазерным лучом//Физика и химия обработки материалов. Москва. 1991. №1. С.125-132. \Математическое моделирование, 2000, т. 12, № 4, с. 117-127.

О ПОВЫШЕНИИ КОНСТРУКТИВНОЙ ПРОЧНОСТИ ПРОКАТА МАЛОУГЛЕРОДИСТЫХ СТРОИТЕЛЬНЫХ СТАЛЕЙ

Дорожко Г.К. (ПГТУ, г. Мариуполь, Украина)

The paper deals with the influence of hot rolling on phase changes. As a result of the investigation the increase in construction strength under certain rolling technology has been achieved.

Проблема повышения конструктивной прочности металлопродукции сегодня является как никогда особенно актуальной. Это определяется задачами снижения энергоемкости процессов их производства, уменьшением расхода металлопроката на единицу изделия машиностроительной продукции, и как следствие, экономичностью и экологичностью металлургического производства.

Одним из путей решения указанной проблемы является термомеханическая обработка стали, реализуемая при производстве проката из малоуглеродистых низколегированных сталей в виде контролируемой прокатки.

Как показали лабораторные и промышленные исследования [1, 2], проводимые как в нашей стране, так и за рубежом, применение контролируемой прокатки позволяет получить более высокие прочностные и вязкие свойства проката в сравнении с обычным термоупрочнением. Однако, возможности этого процесса (контролируемой прокатки) до настоящего времени достаточно глубоко и подробно не исследованы. Это связано главным образом с отсутствием основополагающих, разносторонне освещающих научных данных о закономерностях фазовых превращений деформированного аустенита в процессе контролируемой прокатки. Нами предпринята попытка исследования процесса превращения аустенита малоуглеродистых низколегированных сталей, а также взаимосвязи его с формированием структуры и конечных свойств после ТМО.

Следует заметить, что большинство опубликованных исследований использовали результаты кинетики фазовых превращений без учета исходного горячедеформированного состояния аустенита. Это обуславливалось особенностью подобных процессов, т.к. после завершения горячей деформации при дальнейшем непрерывном охлаждении фиксировать кинетику превращений аустенита было чрезвычайно сложно.

Разработанные методики исследования позволили исследовать кинетику превращения аустенита низколегированных сталей непосредственно после горячей деформации.

Дилатометрическая установка, защищенная авторским свидетельством [3] позволила сразу после завершения прокатки регистрировать кинетику распада горячедеформированного аустенита при различных скоростях охлаждения. Практически начало регистрации кинетики превращения осуществлялось через $1+1,5$ с после завершения прокатки, что по температурному параметру соответствовало ниже на $15+20$ °С температуры окончания деформации. С целью точной фиксации температуры стали термopара была зачеканена непосредственно в образцы.

Проведенное значительное количество экспериментов свидетельствовало о том, что для достаточной точности и надежности результатов необходимо было строгое соблюдение температурно-деформационных параметров нагрева и горячей прокатки, а также обеспечение одинаковых условий охлаждения сравниваемых вариантов. Наилучшие условия были достигнуты в тех случаях, когда образец охлаждался вместе с дилатометрической терморегулируемой камерой.

Ввиду того, что дилатометр не позволяет получать достаточно надежные данные при высоких скоростях охлаждения (используемых при термоупрочнении), а начало распада осуществлялось ниже 700 °С, оказалось, что в этом диапазоне скоростей может быть применен магнитный метод. Для дальнейшего исследования кинетики превращений аустенита по-

сле горячей прокатки была разработана установка типа «Магнитные весы». Для получения надежных результатов, как в случае с дилатометрическим методом, были соблюдены одинаковые условия по сравниваемым вариантам температурно-деформированных параметров и условий охлаждения.

Исследования проводили на судостроительных и трубных сталях, содержание легирующих элементов в которых не превышало 2 %.

Полученные результаты исследования показали качественно одинаковые изменения кинетики фазовых превращений, которые происходили как в сталях 16ГС (17ГС), так и 10ХСНД (15ХСНД) под действием горячей деформации. В исследуемых сталях повышение степени обжатия и снижение температуры завершения горячей деформации при прокатке несколько активизирует ее влияние.

Так получено, что завершение прокатки при 1000 °С ускоряет феррито-перлитное превращение, причем более существенно при более высоких скоростях охлаждения. Так, при охлаждении со скоростями $0,5 - 1$ град/С начало превращения аустенит - феррит фиксировали на $10 - 15$ °С выше, чем в недеформированной стали. При ускорении охлаждения после прокатки до $5 - 7$ град/С это смещение достигало $40 - 50$ °С. В судостроительной стали 15ХСНД смещение феррито-перлитного превращения было в $1,2 - 1,5$ раза выше.

Снижение температуры завершения деформации с 1000 до 850 °С усиливало эффект влияния деформации, не меняя при этом характер изменений. По-прежнему предварительная горячая деформация вызывала ускорение феррито-перлитного превращения, при этом эффект ее воздействия существенно возрастал с увеличением скорости последующего охлаждения стали. Так, если смещение точки начала превращения аустенит - феррит после деформации 1000 °С и последующего ускоренного охлаждения составило $10+50$ °С, то после завершения деформации при 850 °С оно достигало значений $15+75$ °С. Как и в случае с деформацией при 1000 °С смещение феррито-перлитного превращения в большей мере проявилось у сталей 10ХСНД (15ХСНД), чем у сталей 16ГС (17ГС).

Исследования показали, что в сталях указанного состава горячая деформация расширила диапазон скоростей охлаждения при которых формировалась только феррито-перлитная структура.

Область бейнитного превращения аустенита исследуемых сталей также изменилась под действием предварительной горячей деформации. Однако эффект влияния был обратный в отличие от феррито-перлитного превращения. Кроме того, бейнитное превращение фиксировалось при более высоких скоростях охлаждения, чем в недеформированных сталях. Так, в стали 16ГС бейнитное превращение наблюдается уже после охлаждения со скоростью $2-3$ град/С, в то время как после горячей прокатки оно

фиксировалось только при охлаждении со скоростями 4 - 4,5 град/с. В более легированных сталях 10ХСНД и 15ХСНД это смещение составляло 1,8-2 раза, т.е. скорость охлаждения, при которой начинали наблюдать бейнитное превращение, возрастала до 5-6 град/С. По-видимому, смещение бейнитного превращения связано в первую очередь с тем, что в деформированной стали ему предшествовало более интенсивное выделение феррита и оставшийся аустенит в значительной мере обогащался углеродом.

Металлографические исследования подтвердили результаты кинетики превращений деформированного аустенита малоуглеродистых низколегированных сталей. Так, завершение прокатки при 1000 °С приводило к некоторому измельчению структуры в деформированной стали 16ГС и 17ГС, однако при скоростях охлаждения 0,5÷5 град/с она в основном состояла из избыточного феррита и перлита. При снижении температуры деформации до 850 °С эффект измельчения ферритного зерна существенно возрастал. В целом в сравнении с недеформированным состоянием оно было меньше на 2÷3 балла. Перлитная составляющая в деформированной стали была более равномерно распределена в зернах феррита. Кроме того, электронномикроскопическое исследование перлитных коллоидов показало, что в деформированной стали цементитные пластины более раздроблены и местами коагулированы. Это, по-видимому, должно сказаться на повышении прочностных и пластических свойств, а также на улучшении ударной вязкости малоуглеродистых строительных сталей.

Кроме того, в структуре деформированных сталей практически отсутствовало нормальное выделение бейнитной структуры. Как известно [1], в указанных сталях, начиная со скоростей охлаждения 2÷3 град/С в структуре начинает появляться бейнитная составляющая зернистого строения. Ее появление связывают с ухудшением пластических свойств в низколегированных сталях, а главное – с резким ухудшением ударной вязкости, особенно при отрицательных температурах испытания. В деформированных сталях, однако, при значительно более быстрых скоростях охлаждения, начала формироваться структура феррита и больших массивных светлых образований. Они имели неблагоприятную остроугольную форму и, как показали электронномикроскопические исследования, состояли из мартенсита и остаточного аустенита.

Следовательно, превышение скорости охлаждения свыше допустимой (т.е. при которой аустенитно-мартенситные комплексы на образуются) также может ухудшить конструктивные свойства металлопроката.

Проверку указанных предположений проводили на стане «3600» меткомбината «Азовсталь». Для этого обработку листов сталей 16ГС и 15ХСНД толщиной 12-20 мм проводили по следующим режимам:

- режим 1 – завершение деформации при 950–980 °С с последующим охлаждением со скоростью 0,5 град/С;
- режим 2 – завершение деформации при 820–850 °С с последующим охлаждением со скоростью 0,5 град/С;
- режим 3 – завершение деформации при 820–850 °С с последующим охлаждением 4,5–5 град/С;
- режим 4 – нормализация горячекатаных толстых листов (охлаждение со скоростью порядка 0,5 град/С).

Таблица 1 - Влияние условий обработки на механические свойства листов сталей 16ГС и 15ХСНД

№ режима	Марка стали	σ_B , МПа	σ_T , МПа	ψ , %	Ударная вязкость КСУ Дж/см ² при температуре испытания, °С		
					+ 20	- 40	- 70
1	2	3	4	5	6	7	8
1.	16ГС	410	290	21	96	55	31
2.	16ГС	445	310	22	98	68	48
3.	16ГС	510	410	28	115	86	68
4.	16ГС	440	370	22	85	65	41
1.	15ХСНД	510	375	22	98	62	34
2.	15ХСНД	540	395	24	118	89	74
3.	15ХСНД	580	465	32	136	105	92
4.	15ХСНД	520	390	24	95	86	51

Исследования показали, что с понижением температуры завершения прокатки (режимы 1 и 2) прочностные свойства повышаются на 10 – 40 МПа, а ударная вязкость на 15 – 25 Дж/см². Состояние после горячей деформации и последующего ускоренного охлаждения с максимальными скоростями, при которых фиксировалось только феррито-перлитное превращение (режим 3) позволило существенно повысить комплекс характеристик исследуемых сталей. В сравнении со стандартным режимом термообработки (режим 4) свойства возросли: прочностные на 40–70 МПа, пластические (б) на 6–8 %, ударная вязкость на 30 – 40 Дж/см². Кроме того, следует отметить, что значение ударной вязкости после обработки по режиму 3 более стабильные даже при снижении температуры испытания до -70 °С. Это позволяет рекомендовать указанную обработку для повышения конструктивной прочности малоуглеродистых низколегированных сталей.

Горячая деформация приводила к небольшому повышению прокаливаемости указанных сталей.

Проверка указанных данных в реальных условиях при прокатке листов на стане «3600» меткомбината «Азовсталь» позволила получить неко-

торое улучшение комплекса механических характеристик исследуемых сталей.

Закалка с прокатного нагрева в сравнении с обычным термоупрочнением позволила получить более равномерную структуру листов 16-20 мм.

Учитывая возможности охлаждающих систем отечественных предприятий разработано новое устройство охлаждения горячекатанных листов в потоке прокатного стана [4].

Список литературы: 1. Контролируемая прокатка. / Погоржельский В.И. и др. — М.: Металлургия, 1979. — 184 с. 2. Гладштейн Л.И., Литвиненко Д.А., Онучин Л.Г. Структура аустенита и свойства горячекатанной стали. — М.: Металлургия, 1983. — 112 с. 3. Хлестов В.М., Дорожко Г.К., Бетин Г.Я. Авторское свидетельство № 551497. Устройство для измерений деформаций образца. Бюллетень «Открытия, изобретения, промышленные образцы и товарные знаки» № 11 1997 г. 4. Хлестов В.М., Дорожко Г.К. Авторское свидетельство № 1092190. Устройство для охлаждения толстолистного проката, 1984.

ПРИМЕНЕНИЕ ВИБРОКОМПЛЕКСОВ ДЛЯ ВИБРОСТАБИЛИЗИРУЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ КОРПУСНЫХ ДЕТАЛЕЙ ГАЗОТУРБИННЫХ УСТАНОВОК

Дрыга А.И., Брусиловский Б.А., Бондаренко И.Н.
(ДГМА, КЦ «Импульс», г. Краматорск, Украина)
Грищенко В.М., Ковалев А.Г.
(АББ «Невский», г. Санкт-Петербург, Россия)

Application of vibration sets for vibrostabilizing working of base members of gas-turbine plants provides an increase of product quality and its competitiveness

Во всем мире постоянно повышаются технические требования к изделиям машиностроения. Кроме обеспечения работоспособности и надежности, необходимым условием повышения эффективности производства является получение требуемого качества продукции при наименьшей себестоимости изготовления для повышения ее конкурентоспособности.

Решение такой задачи возможно путем использования экологически чистой технологии вибростабилизирующей обработки при изготовлении сварных и литых деталей.

Малая энергоемкость этого процесса в сравнении с термическим методом очень привлекательна, так как расход электроэнергии снижается бо-

лее чем в тысячу раз. Для этих целей в последние годы создано новое, современное виброоборудование — виброкомплексы [1-4].

Виброкомплекс состоит из электронного пульта управления, виброблока, датчика интенсивности вибрации, винтовых прижимов для крепления виброблока к обрабатываемой детали, виброизолирующих опор, соединительных кабелей. Электронный пульт управления предназначен для плавного регулирования оборотов виброблока, определения резонансных частот, настройки системы на резонанс, контроля процесса виброобработки деталей.

Виброблок переносной и предназначен для вибрационного воздействия на обрабатываемую конструкцию. Он представляет собой электромеханический дебалансный вибровозбудитель с бесступенчатым плавным регулированием оборотов. Величина вибрационного усилия регулируется посредством изменения взаимного расположения неуравновешенных масс.

Для жесткого крепления виброблока к обрабатываемой детали применяются винтовые прижимы различных типоразмеров.

Прижимы обеспечивают жесткое крепление виброблока к обрабатываемой детали, хорошо работают в условиях резонансных режимов, прижимные винты в них не подвержены самоотвинчиванию. Виброизолирующие опоры необходимы для изоляции системы виброблок-обрабатываемая деталь от пола, чтобы затрачиваемая энергия полностью расходовалась на виброобработку и не передавалась на здание и оборудование в цехе.

Датчиком вибрации служит преобразователь пьезоэлектрический виброизмеритель, который преобразует механические колебания детали в электрические сигналы, пропорциональные ускорению колеблющегося объекта, выходящие на индикатор приборной панели пульта управления.

Технические характеристики виброкомплекса ВК-86:

Напряжение питающей сети, В	220
Номинальная частота питающей сети, Гц	50
Рабочее напряжение, В	27
Мощность электродвигателя, кВт	0,9
Диапазон регулирования частоты вращения вала электродвигателя, мин ⁻¹ :	
номинальный	500-6000
максимально допустимый	8500
Максимальное, вибрационное усилие, Н	30000
Регулируемая частота возбуждаемых колебаний, Гц	0 — 140
Масса оборудования, кг	120

Назначение виброкомплекса — это снятие, снижение и перераспределение внутренних технологических остаточных напряжений в деталях и

конструкциях, стабилизация геометрических размеров деталей после литья, сварки и механической обработки путем вибростабилизирующей обработки:

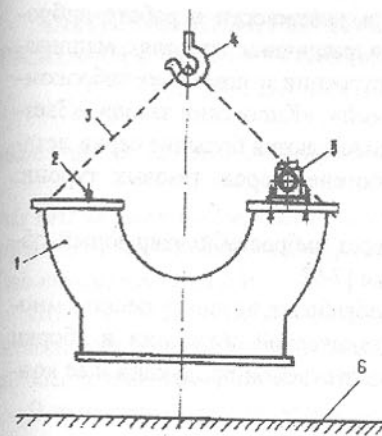
- мелких деталей массой от 1 кг до 0,3 т на специальных вибростендах;
- деталей массой от 0,3 до 5 т, позволяет отказаться от дорогостоящей обработки в термических печах, а использовать переносные, навесные виброблоки;
- литых и сварных деталей из различных конструкционных материалов (стали, алюминиевых и титановых сплавов), взамен термической обработки;
- деталей и узлов, сваренных из разнородных материалов, ввиду неприемлемости использования для этой цели термического метода;
- крупногабаритных, тяжеловесных деталей, узлов, конструкций (газовых турбин, турбогенераторов, крупногабаритных электрических машин и гидрогенераторов и др.) массой до 100 т с помощью переносных виброблоков.

Технология вибростабилизирующей обработки позволяет:

- снизить затраты на электроэнергию;
- исключить термическую обработку;
- снизить материалоемкость изделий за счет уменьшения припусков;
- сократить в десятки раз цикл обработки деталей за счет отказа от термической обработки;
- выявить скрытые дефекты в материале детали;
- исключить образование окалины и порчу поверхности деталей, вызванных нагревом в термической печи.

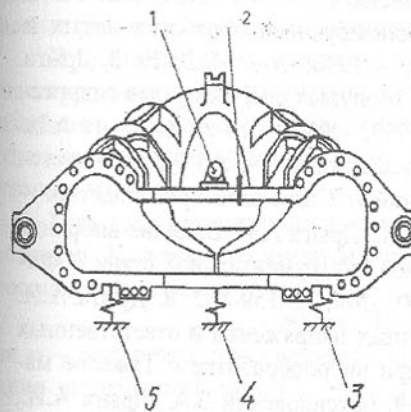
Технологический процесс вибростабилизирующей обработки широко применяется на заводе АББ «Невский» при изготовлении корпусных деталей газотурбинных установок ГТК-10-3, ГТН-25.

Пульт управления виброкомплексом располагают на некотором расстоянии от обрабатываемой детали, с таким расчетом, чтобы обрабатываемая деталь с установленным на ней виброблоком, вибродатчиком находилась в поле зрения оператора. Во всех случаях виброблок крепят непосредственно к обрабатываемой детали с помощью турбин. Виброизоляцию системы «вибратор-деталь» применяют в виде виброизолирующих опор или упругих подвесок. В условиях механического цеха применимы обе схемы виброизоляции. На рис. 1 представлена схема виброобработки детали на упругих подвесках. Деталь подвешена на тросах к крюку мостового крана.



1 — обрабатываемая деталь; 2 — вибродатчик; 3 — подвески; 4 — крюк крана; 5 — виброблок; 6 — пол цеха

Рис. 1. Схема виброобработки



1 — виброблок; 2 — вибродатчик; 3, 4, 5 — виброизолирующие опоры

Рис. 2. Схема виброобработки

стствует о релаксации внутренних напряжений и эффективности процесса стабилизации.

Проверены различные варианты расположения виброблока при обработке деталей. Установлено, что наиболее удобным и в тоже время обеспечивающим эффективную обработку детали, является положение при расположении корпуса обрабатываемой детали в горизонтальном положении. При расположении этой же детали в вертикальном положении, возникают большие неудобства у оператора с установкой и креплением виброблока.

Вибростабилизирующая обработка верхней и нижней половины корпуса нагнетательной камеры выполнялась по схеме, где обрабатываемые детали массой 1970 и 3160 кг устанавливались на три виброизолирующие опоры (рис.2). К обрабатываемой детали крепился виброблок с помощью двух винтовых струбцин и вибродатчик (пьезоэлектрический преобразователь Д13). Виброобработка каждой детали проводилась по 45 мин на резонансных частотах.

Аналогично выполнялась вибростабилизирующая обработка верхней и нижней половин камеры всасывания газотурбинной установки ГТК-10-3.

Во время вибростабилизирующей обработки деталей отмечалось уменьшение потребляемого тока деталями к концу виброобработки от 6 до 14 %, что свидетельствует о релаксации внутренних напряжений и эффективности процесса стабилизации.

Благодаря высокой эффективности и надежности в работе виброкомплексы нашли широкое применение в различных отраслях машиностроения. Так, в энергетическом машиностроении с помощью виброкомплексов на заводах «Электросила», «Невский», «Кировский завод», «Звезда» (г. Санкт-Петербург) виброобработке подвергаются большие серии деталей крупных электрических машин, турбогенераторов, газовых турбин, компрессоров и пр. [5,6].

Для контроля эффективности процесса вибростабилизирующей обработки используются современные методы [7-9].

Внедрение вибростабилизирующей обработки позволит решить многие вопросы, касающиеся процессов механической обработки и сборки машин, обеспечить повышение качества выпускаемой продукции и ее конкурентоспособность.

Список литературы: 1. Дрыга А.И. Оборудование для вибростабилизирующей обработки корпусных деталей // Энергомашиностроение. – 1987. – №7. – С.41-44. 2. Пат. 4928554 США, МКИ F 16 H 33/10, 74/87, 366/128. Вибровозбудитель / А.И. Дрыга, В.М. Алексеев, С.А. Половой. – №291778; заявлено 29.12.88; опубл. 29.05.90. – 8с. 3. Дрыга А.И. Виброкомплекс ВК-86, НЗЛ для вибростабилизирующей обработки крупных сварных конструкций // Сварочное производство. – 1989. – №3. – С.28-30. 4. Дрыга А.И. Виброкомплексы для стабилизирующей обработки литых и сварных деталей // Станки и инструмент. – 1990. – №6. – С.28-29. 5. Дрыга А.И. Вибростабилизирующая обработка корпусных сварных узлов гидрогенератора // Сварочное производство. – 1993. – №7. – С.18-20. 6. Дрыга А.И. Вибрационная обработка сварного корпуса концевой части турбогенератора для снижения остаточных напряжений // Сварочное производство. – 1990. – №6. – С.10-11. 7. Брусиловский Б.А., Дрыга А.И. Влияние вибрационной обработки на структуру закаленной инструментальной стали // Физика металлов и металловедение. – 1990. – №4. – С.159-162. 8. Дрыга А.И. Контроль снижения внутренних остаточных напряжений в ответственных сварных деталях энергооборудования при виброобработке // Тяжелое машиностроение. – 1993. – №2. – С.18-20. 9. Брусиловский Б.А., Дрыга А.И., Шашко А.Я. Рентгенографический метод определения концентрации вакансий // Заводская лаборатория, диагностика материалов. – 1998. – №12. – С.32-35.

ОПТИМАЛЬНЫЕ РЕЖИМЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ РЕЗЦАМИ С МНОГОГРАННЫМИ НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫМИ ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ ПЛАСТИНАМИ

Душинский В.В., Амин Афшар Камбиз (НТУУ «КПИ», г. Киев, Украина)

In this article given up theoretical method for choice cutting condition in using of throw able carbide insert during turning low Carbon Steel with monotonous and no monotonous tool life.

Оптимальным режимом резания называют такой, который при выполнении всех требований, предъявляемых к качеству обрабатываемой детали, обеспечивает достижение установленного критерия оптимизации.

В качестве критерия оптимизации в машиностроении, как правило, используют критерий минимальной себестоимости или критерий наибольшей производительности.

Это объясняется тем, что в современных условиях при непрерывно ускоряющемся росте затрат на рабочую силу и сырье необходимо сохранить конкурентоспособность товара как на внутреннем, так и на внешнем рынке.

Определяющими составляющими процесса металлообработки являются металлорежущие станки и режущие инструменты, развитие которых идет непрерывно с постоянно опережающим развитием инструментов.

В настоящее время широко используются инструменты, оснащенные многогранными быстросменными твердосплавными пластинами, которые позволяют исключить напайку и многократные переточки этих пластин, создающие напряженное состояние в карбидной матрице сплава и снижающие его качество.

Проведенные авторами исследования показали, что экономическая стойкость $T_{ж}$ режущего инструмента, гарантирующая минимальную себестоимость механической обработки на данной операции, равна:

$$T_{ж} = [(1 - m) / m] \cdot [t_{см} + C_{ин} / E_p]; \quad (1)$$

где m – показатель относительной стойкости; $t_{см}$ – время смены и подналадки инструмента, мин; $C_{ин}$ – затраты на приобретение и эксплуатацию инструмента, грн;

$$C_{ин} = [(A - A_1) / n_1 + A_2 / (n_1 \cdot N)]; \quad (2)$$

A – стоимость многогранной твердосплавной пластины, грн; A_1 – стоимость отработанной пластины, идущей на переработку, грн; n_1 – количество режущих граней твердосплавной пластины, штук; A_2 – стоимость державки, грн; N – число пластин, приходящихся на одну державку.

По данному периоду стойкости определяют скорость резания, соответствующую минимальной себестоимости операции. Экономический пе-

риод стойкости должен быть возможно, меньшим, что будет гарантировать повышение скорости резания и производительности труда при минимальной себестоимости операции.

Анализ зависимости (1) показал, что уменьшения экономической стойкости можно достигнуть за счет как сокращения времени t_{cm} простоя станка в связи с заменой инструмента, так и снижения затрат на приобретение и эксплуатацию инструмента.

Опыт ведущих инструментальных фирм мира свидетельствует о том, что время t_{cm} может быть уменьшено за счет оригинальных конструктивных решений механизма крепления многогранных пластин и бесподналадочной смены режущих кромок инструмента, а расходы $C_{ин}$ — за счет удешевления изготовления инструмента (ресурс стойкости державки реза учитывает работоспособность всех запасных частей и рассчитывается, ориентировочно, на 400 режущих кромок [1]), ликвидации операций напайки и заточки.

Поскольку эти мероприятия определяются общей технической культурой цеха и всего завода, то величина экономического периода стойкости будет уменьшаться с ростом технической культуры производства.

Если учитывать только прямые затраты труда, связанные с выполнением операции, то период стойкости $T_{ин}$ наибольшей производительности можно определить по зависимости:

$$T_{ин} = [(1 - m) / m] \cdot t_{cm} \quad (3)$$

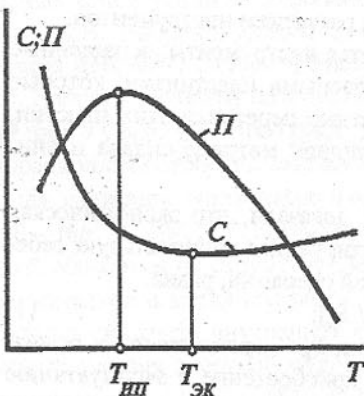
Анализ зависимостей (1) и (3) показал, что стойкость наибольшей производительности $T_{ин}$ меньше экономической стойкости $T_{эк}$, так как $t_{cm} < (t_{cm} + C_{ин}/E_p)$, а поэтому скорость резания $v_{эк} < v_{ин}$. Данное утверждение хорошо согласуется с закономерностями изменения себестоимости C и производительности Π операции, представленными на рис.1.

При нормальном ходе производственного процесса режим резания должен соответствовать экономическому периоду стойкости.

Режим резания, соответствующий периоду стойкости наибольшей

Рис.1. Влияние стойкости инструмента T на себестоимость C и производительность Π операции.

производительности, назначают в исключительных случаях, когда необходимо в единицу времени выпустить максимальное количество деталей.



Режим резания — это совокупность глубины резания, подачи, скорости резания и периода стойкости инструмента, которые гарантируют достижение принятого критерия.

Максимально возможная глубина резания принимается равной припуску на обработку, если на данной операции отсутствуют какие-либо ограничения по точности обработки. В противном случае, общий припуск разбивают на промежуточные припуски и снимают их с обрабатываемой поверхности при выполнении черновых, получистовых и чистовых переходов, предусмотренных технологическим процессом. При этом на черновых переходах глубину резания назначают возможно большей, а на чистовых — минимальной, гарантирующей изготовление детали заданной точности [2].

Максимально допустимая подача, как правило, ограничивается [3]:

- 1) эффективной мощностью или крутящим моментом станка;
- 2) прочностью слабого звена механизма подачи станка;
- 3) жесткостью обрабатываемой детали;
- 4) прочностью и жесткостью инструмента;
- 5) прочностью режущей пластины реза;
- 6) шероховатостью обработанной поверхности.

Для осуществления процесса резания необходимо, чтобы мощность на шпинделе станка $N_{ст}$ была больше мощности, затрачиваемой на резание $N_{рез}$, т.е.

$$N_{ст} \cdot \eta_{ст} / N_{рез} \quad (4)$$

Учитывая, что мощность резания

$$N_{рез} = (P_z \cdot v) / 6120 = (C_p \cdot t^{*r} \cdot s^{*s} \cdot k_p \cdot \pi \cdot D \cdot n) / (6120 \cdot 1000), \quad (5)$$

получим значение максимально допустимой подачи по мощности станка

$$s_{N_{max}} = [(N_{ст} \cdot \eta_{ст} \cdot 6120 \cdot 1000) / (C_p \cdot t^{*r} \cdot k_p \cdot \pi \cdot D \cdot n)]^{1/y_p} \quad (6)$$

Для безаварийной работы станка необходимо, чтобы $M_{ст} \geq M$. Тогда при точении

$$M = (P_z \cdot D) / 2000 = (C_p \cdot t^{*r} \cdot s^{*s} \cdot k_p \cdot D) / 2000 \leq M_{ст}, \quad (7)$$

а максимальная допустимая подача по крутящему моменту станка

$$s_{M_{max}} = [(2000 \cdot M_{ст}) / (C_p \cdot t^{*r} \cdot k_p \cdot D)]^{1/y_p} \quad (8)$$

Для предотвращения поломки или преждевременного износа слабого звена механизма подачи станка, необходимо, чтобы при точении $P_{мн} \geq P_x$.

Тогда допустимая максимальная подача по прочности механизма подачи станка

$$s_{P_{max}} = [P_{мн} / (C_p \cdot t^{*r} \cdot k_p)]^{1/y_p} \quad (9)$$

Под действием реакций составляющих силы резания P_z и P_y обрабатываемая деталь упруго деформируется силой $P_{\Sigma} = P_z(1 + \eta^2)^{0.5}$. При этом стрела прогиба заготовки

$$f = (P_z \cdot L^3) / K_z \cdot EJ, \quad (10)$$

где L – длина заготовки, мм; J – момент инерции ($J = 0,05 \cdot d^4$), мм⁴; K_z – коэффициент, зависящий от способа закрепления заготовки (при закреплении в центрах $K_z = 100$; при закреплении в патроне и заднем центре $K_z = 140$; при консольном закреплении в патроне $K_z = 2,4$ [2]).

Допустимая стрела прогиба $[f]$ заготовки определяется точностью её обработки. Поэтому для точной обработки диаметра детали необходимо выполнить условие $[f] \geq f$.

Тогда максимальная подача по жесткости обрабатываемой детали

$$s_{жк\max} = [(0,05 \cdot K_z \cdot E \cdot d^4 \cdot [f]) / ((l + \eta^2)^{0,5} \cdot C_{p_z} \cdot t^{x_p} \cdot k_p \cdot L^3)]^{1/3}. \quad (11)$$

Под действием составляющих силы резания инструмент упруго деформируется, что снижает точность обработки детали. Стрелу прогиба f_p резца при точении можно определить по зависимости

$$f_p = (P_z \cdot l^3) / 3EJ, \quad (12)$$

где l – вылет резца; J – момент инерции сечения державки ($J = (BH^3) / 12$); B, H – соответственно ширина и высота державки резца.

Чтобы не нарушить точность обработки, необходимо выполнить условие $[f]_p \geq f$. Тогда максимальная подача по жесткости резца

$$s_{жр\max} = [(E \cdot B \cdot H^3 \cdot [f]_p) / (4 \cdot C_{p_z} \cdot t^{x_p} \cdot k_p \cdot l^3)]^{1/3}. \quad (13)$$

Аналогично определим максимальную подачу по прочности державки резца при точении из условия, что $W \cdot \sigma_w = P_z \cdot l$, т.е.

$$s_{пр\max} = [(W \cdot \sigma_w) / (C_{p_z} \cdot t^{x_p} \cdot k_p \cdot l^3)]^{1/3}, \quad (14)$$

где W – момент сопротивления державки резца $W = B \cdot H^2 / 6$; σ_w – допускаемое напряжение на изгиб материала державки.

При работе твердосплавным инструментом их прочность в большинстве случаев лимитируется хрупким разрушением режущего клина. Для предотвращения разрушения необходимо, чтобы выполнялось условие $[P] \geq P_z$.

Тогда максимальная подача по прочности твердосплавной пластины резца

$$s_{пн} = [(34 \cdot c^{1,35} \cdot t^{0,77} \cdot K_\phi) / (C_{p_z} \cdot t^{x_p} \cdot k_p)]^{1/3}, \quad (15)$$

где c – толщина пластины; K_ϕ – коэффициент, учитывающий влияние главного угла в плане ϕ

$$K_\phi = (\sin 60^\circ / \sin \phi)^{0,8}. \quad (16)$$

Чтобы получить заданную шероховатость обработанной поверхности, необходимо выполнить условие $[R_z] \geq R_z$.

Тогда максимальная подача, гарантирующая достижение заданной шероховатости, определяется по зависимости

$$s_{R_z\max} = [([R_z] \cdot r^{k_R}) / (C_R \cdot t^{x_R} \cdot \phi^{z_R} \cdot \phi_1^{z_R})]^{1/y_R}. \quad (17)$$

Из всей совокупности найденных подач выбираем минимальную, которая допустима по всем рассмотренным ограничениям. Эта подача является максимально допустимой технологической подачей для данной операции.

Назначение скорости резания при монотонной зависимости $T = f(v)$ предполагает использование зависимостей (1) и (3) для определения стойкости режущего инструмента, соответствующей условиям минимальной себестоимости или максимальной производительности, которые справедливы в довольно узком интервале скоростей.

Исследования показали [4], что в широком диапазоне скоростей резания при обработке различных материалов зависимость $T = f(v)$ становится немонотонной и имеет несколько максимумов. Это значительно усложняет определение стойкости инструмента, гарантирующей достижение оптимальных режимов резания.

Используем в качестве показателя производительности обработки количество деталей Q , обработанных за период стойкости инструмента, или путь резания L .

Тогда число деталей

$$Q = T / t_0 = (1/\alpha) \cdot T^{1-m}, \quad (18)$$

где t_0 – основное время, равное $\alpha \cdot T^m$ при условии, что $v = C / T^m$ [3].

Путь инструмента до затупления

$$L = v \cdot T = C \cdot T^{1-m}, \quad (19)$$

Из приведенных выражений следует, что если показатель $m < 1$, то при увеличении периода стойкости количество обработанных деталей и путь инструмента до затупления возрастает. Если же $m = 1$, то Q и L от периода стойкости не зависят. При $m > 1$ увеличение стойкости инструмента приводит к уменьшению Q и L (рис.2).

Таким образом, рассчитывать скорость резания по периоду стойкости можно при мо-

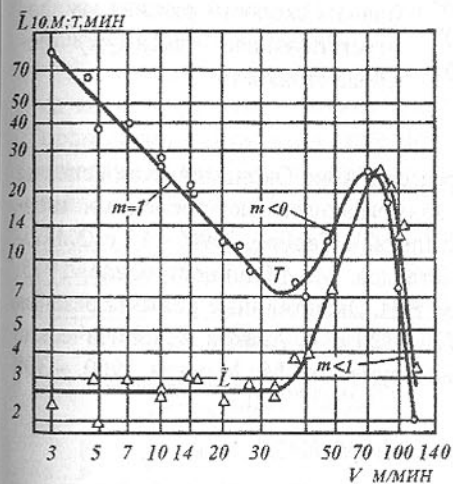


Рис.2. Зависимость периода стойкости T Резца из твердого сплава ВК6 и пути L , пройденного резцом до затупления, при точении (сплав ВМ-1; $t = 1$ мм; $s = 0,1$ мм/об)

нотонно убывающей зависимости $T = f(v)$ и только тогда, когда $m < 1$. В иных случаях скорость резания необходимо определять, не прибегая к периоду стойкости инструмента.

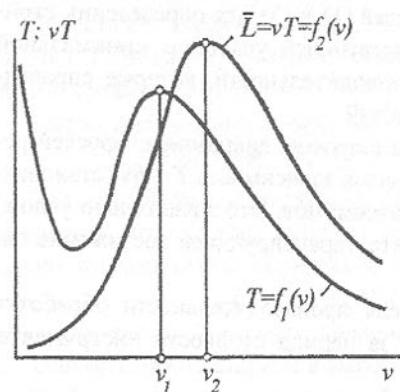


Рис.3. Влияние скорости резания на период стойкости инструмента и путь, пройденный инструментом до затупления.

Список литературы: 1. Андреассон Арне Экономические аспекты использования в металлообработке многогранных быстр-росмен-ных твердосплавных пластин. - Economy With Inexable Tooling, 1996. - 17 с. 2. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. М.: Машиностроение, 1975. 344 с. 3. Великанов К.М., Новожилов В.И. Экономичные режимы резания металлов. Л.: Машиностроение, 1972. - 120 с. 4. Аваков А.А. Физические основы теории стойкости режущих инструментов. М.: Машгиз, 1960. - 308 с.

ЗАВИСИМОСТЬ КАЧЕСТВА ПОКОВОК ОТ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ КОВКИ И ФОРМЫ БОЙКОВ

Дзя Х, Лесик Л., Банашек Г., Мроз С., Кнапински М.
(ЧПИ, г. Ченстохова, Польша)

In this paper the influence of main parameters of forging process and shape of the tools on homogenising the local strain values in the all cross section of

forging was presented. Theoretical analysis of this research was verified with laboratory results. In the result of research values main technological parameters of forging were defined and using the best group of tools for free forging was proposed.

Исследования равномерности распределения интенсивности деформаций в поперечном сечении поковок рассмотрены в ряде работ [1,3,4]. В этих работах показано, что величины обжатия, подачи, температура, а также форма и размеры бойков имеют основное влияние на степень равномерности распределения интенсивности деформаций в деформируемом объеме поковки. Основное внимание в этих работах сосредоточено на оптимизации параметров процессаковки для получения поковок без внутренних дефектов.

В настоящей работе исследования направлены на определение формы и размеров инструмента, обеспечивающие получение равномерного распределения интенсивности деформаций в поковке, что в свою очередь приводит к более качественной поковке с точки зрения равномерности механических свойств по её сечению. Проведено сравнение результатов компьютерного моделирования для случая трёхмерного напряженного и деформированного состояния с результатамиковки образца в аналогичных условиях деформирования.

Компьютерное моделирование и лабораторный эксперимент процессаковки в фасонных бойках трапециодальной формы (с закруглениями) проведены для исходных стальных образцов, диаметр и длина которых составляли 80 мм. Химсостав стали 35ХМ исследуемых образцов приведен в таблице 1, форма бойков - на рис.1.

Таблица 1 - Химический состав стали исследуемых образцов, в %

Марка стали	C	Mn	Cr	Ni	Mo
35ХМ	0,3-0,4	0,4-0,7	0,8-1,1	0,4	0,15-0,25

Процессковки осуществляли на прессе 10КН. Начальная температура исследуемого образца принята равной 1150°C [4], температура инструмента - равной 350°C, которые также соблюдены в лабораторном эксперименте. Механические свойства стали взяты из базы данных Forge2 (в интервале температур 750÷1250°C). Величина обжатия в процессековки составляла 15%, а скорость перемещения бойка пресса - 0,75 м/с. После первого обжатия поковку- образец кантовали на 90°.



Рис.1. Схемаковки заготовки трапециодальными бойками

Компьютерное моделирование проведено с помощью программы Forge3 [10]. Эта программа основана на методе конечных элементов и позволяет моделировать процессы обработки металлов давлением в трёхмерном пространстве, т.е. когда схема пластической деформации соответствует объёмному напряжённому-деформированному состоянию. При этом реологические свойства деформируемого металла приняты в соответствии с пластическим течением вязкопластической среды. Девиатор напряжений деформируемого материала описывается законом Norton-Hoffa:

$$s = 2K_0 * (\bar{\varepsilon} + \varepsilon_0)^n * e^{(-\beta/T)} (\sqrt{3}\dot{\bar{\varepsilon}})^{m-1} \dot{\bar{\varepsilon}} \quad (1)$$

где: s – тензор девиатора напряжений, $\dot{\bar{\varepsilon}}$ – скорость деформации, $\bar{\varepsilon}$ – вектор деформации, T – температура, K_0 , m – величины постоянные, характерные для данного материала. Для стали 35ХМ эти постоянные принимают следующие значения: $K_0=0,1793E07$ [КПа]; $\beta=0,258E-02$; $n=0,183$; $\varepsilon_0=0,0001$; $m=0,118$.

Условие трения описано Кулоновской моделью трения при коэффициенте трения $\mu=0,3$:

$$\tau = \mu * \sigma_n \text{ для } \mu * \sigma_n < \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad (2)$$

$$\tau = m * \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \text{ для } \mu * \sigma_n > m * \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad (3)$$

где: τ – вектор удельных сил трения, σ_0 – базовое сопротивление металла деформации, σ_n – нормальное напряжение.

Основные результаты распределения интенсивности деформаций, полученные в результате теоретических исследований, представлены на рис. 2 и 3.

Результаты компьютерного моделирования показали, что ковка фасонными трапециoidalными бойками приводит к равномерному распределению степени укова деформируемого материала во всём объёме поковки, характеризующейся локальной интенсивностью деформации. После первой и второй операции осадки исходной заготовки получены величины локальных деформаций в центральной части сечения поковки в интервале $0,41 \div 0,32$, а в приповерхностных слоях – $0,21 \div 0,18$ (рис. 2 и 3).

Экспериментальная проверка результатов компьютерного моделирования проведена на составных образцах таких же размеров. В поперечном сечении этих образцов, расположенного на расстоянии 30 мм от его торца, наносили прямоугольную сетку 5×5 мм (рис. 4). Обе половины образца сваривали по внешнему периметру плоскости их раздела и зачищали. После осадки обе половины заготовки разделяли. Измеренные координаты узлов сетки до и после осадки являлись исходными данными для расчёта локальных величин интенсивности деформации поковки. Полученные таким образом экспериментальные распределения интенсивности деформации

в сечении поковки в виде изолиний величин интенсивности деформаций представлены на рис. 5 (правая четверть поперечного сечения).

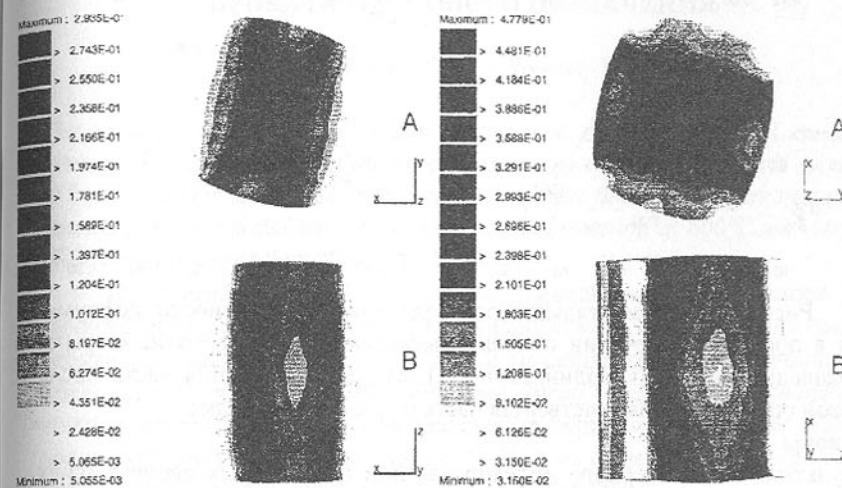


Рис. 2. Распределение интенсивности деформаций после первой осадки в фасонных бойках: А – вид головной поверхности, В – вид поковки сверху

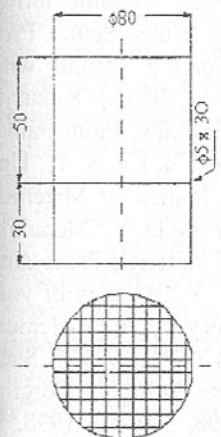


Рис. 4. Составная исходная заготовка, используемая в лабораторных исследованиях

Рис. 3. Распределение интенсивности деформаций после второй осадки в фасонных бойках (кантовка на 90°): А – вид головной поверхности, В – вид поковки

Как видно из данных рис. 5b величина интенсивности деформаций в центральной части поковки составляет 0,38, а у её поверхностных слоёв – 0,26, что свидетельствует о достаточно равномерном укове по сечению поковки и равномерном течении металла во всём деформируемом объёме. Сравнение величин интенсивности деформаций поковки после второй осадки, полученных моделированием (рис. 3) и экспериментально (рис. 5b) свидетельствует о хорошей их сходимости.

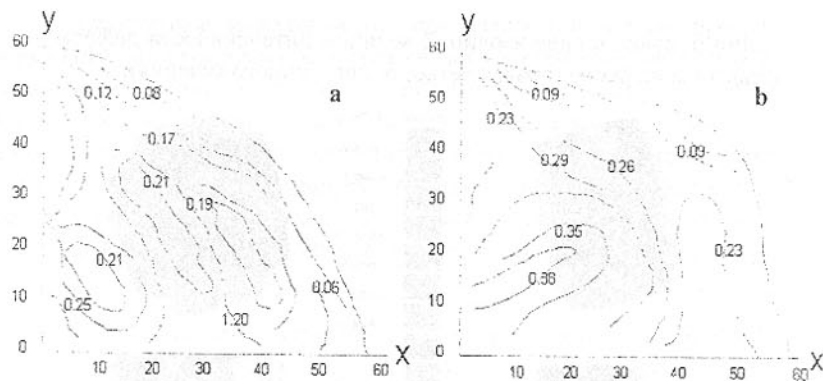


Рис.5. Экспериментальное распределение интенсивности деформаций в поперечном сечении поковки, деформируемой в фасонных трапециодальных бойках (координаты в мм): а) правая четвертая часть после первой осадки; б) правая четвертая часть после второй осадки

Выводы

Результаты компьютерного моделирования и проведенных лабораторных исследований процессаковки в фасонных бойках показали, что применение закруглённых трапециодальных бойков позволяет получить поковки с достаточно высокой равномерностью распределения величины укова во всём объёме деформируемой заготовки. В свою очередь, равномерность величины укова поковки приводит к повышению качества поковки [1,2,3].

Список литературы: 1. Belujev S.A., Tiurin V.A.: Vlijenije formy slitka i tehnologii jeho kovki na kacestvo pokovok valkov, Kuzn. Stamp. Proizvod, nr 1, s 7-10, 1985. 2. Kallstrom R.: Improved Forging Technic with Conical V-Shape Tools, Scand. Journal Metall, nr 12, s 29-33, 1983. 3. Kukuryk B.: Symetryczny i asymetryczny proces kucia duzych wlewkow, Politechnika Czestochowska, Seria Monografie nr 33, Czestochowa 1994. 4. Lin S. Y.: Upsetting of a cylindrical specimen between elastic tools, Journal of Materials Processing Technology 86, s 73-80, 1999. 5. Park C. Y., Yang D. Y.: Modeling of void crushing for large - ingot hot forging, Journal of Materials Processing Technology 67, s 195-200, 1998. 6. Park C. Y., Yang D. Y.: A study of void crushing in large forging, estimation of bonding efficiency by finite-element analysis, Journal of Materials Processing Technology 72, s 32-41, 1997. 7. Shen G., Semiatin S. L.: Modelling Microstructural Development during the Forging of Waspaloy, Metallurgical And Materials Transactions 06, s 46-52, 1998. 8. Storozew M. B., Popow E. A.: Teoria obrobтки metallov davlenijem, Moskva, 1971. 9. Users Guide, How to run Forge3, Transvalor S.A., Sophi Antipolis, France, 1998.

ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОЙ ДЕФОРМАЦИИ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА ТЕРМООБРАБОТАННОГО ТОЛСТОЛИСТОВОГО ПРОКАТА МАССОВОГО НАЗНАЧЕНИЯ

Егоров Н.Т. (ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The influence of preliminary warm deformation on the process of austenite generation and formation of the properties in low-alloyed plate steels in result of heat treatment is studied in this work. The most fine-grained ferrite-pearlite structure in normalized state is formed after deformation at 600°C with degree of deformation more than 20%.

Пластическая деформация сталей приводит к возникновению различного рода несовершенств их кристаллического строения и оказывает весьма заметное влияние на кинетику и механизм $\alpha \rightarrow \gamma$ -превращения при последующей термообработке. Большое число исследований посвящено вопросу влияния холодной пластической деформации на процесс образования аустенита при нагреве сталей [1-3], в то время как влияние тепловой деформации при этом практически не рассматривалось.

В настоящей работе исследовали процесс образования аустенита и характер изменения свойств при термообработке толстолистовых низколегированных сталей 10ХСНД и 09Г2, подвергнутых предварительной деформации в субкритическом интервале температур после исходной высокотемпературной аустенитизации.

Кинетику образования аустенита изучали магнитометрическим методом с использованием специально разработанной установки. Конструкция установки позволяла быстро (не более 1-2с) устанавливать образцы после прокатки в фиксируемое рабочее положение и регистрировать образования аустенита в изотермических условиях. Образцы размером 10мм и толщиной 1мм нагревали до 1000°C в кварцевой трубке, заполненной безрезовым углем, выдерживали 3 мин, затем охлаждали со скоростью 0.5°C/с до температуры 600°C с последующей изотермической выдержкой в течение 60 с, что обеспечивало формирование однородной феррито-перлитной структуры, после чего подвергали деформации прокаткой с обжатием за 1 проход 30%. Для исключения подстуживания образцов в процессе деформирования прокатку осуществляли в предварительно подогретых валках. Деформированные образцы помещали в печь-ванну, имеющую температуру 750°C, расположенную между полюсами электромагнита.

О кинетике образования аустенита судили по изменению намагниченности образцов при выдержке в течение 120-130с. Поскольку величина намагниченности заметно меняется с температурой, особенно вблизи точки Кюри, для количественного определения содержания аустенита значе-

ния намагниченности стали сравнивались с эталоном при этой же температуре изотермы. Эталоном служило армо-железо, для которого в исследуемой области температур образования γ -фазы не регистрируется. В необходимых случаях использовали также метод пробных закалок с последующим анализом микроструктуры.

На рис.1 приведены кинетические кривые образования аустенита в стали 10ХСНД при температурах 750°C в зависимости от предварительной обработки. Видно, что образование γ -фазы в изотермических условиях при нагреве недеформированных образцов происходит после выдержки в течение 33-35с и полностью завершается при 110-120с. При этом образуется около 25% аустенита, что соответствует равновесному его содержанию при данной температуре согласно диаграмме состояния исследованной стали.

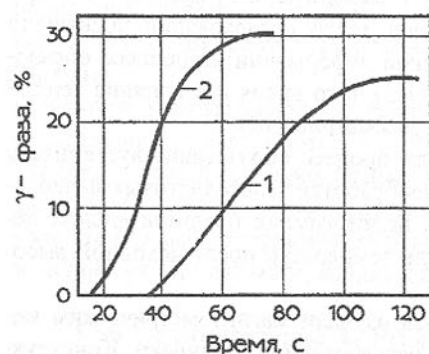


Рис. 1. Кинетические кривые образования аустенита в стали 10ХСНД при 750 °С в зависимости от предварительной обработки: 1 — нагрев 1000 °С, охлаждение на воздухе до 600 °С; 2 — тоже + деформация при 600 °С на 30%.

можно заключить, что в данном случае удалось сохранить несовершенства кристаллического строения стали после тепловой деформации при повторном нагреве в межкуритический интервал температур.

Следует отметить, что тепловая деформация оказывает влияние на положение температуры начала и окончания $\alpha \rightarrow \gamma$ -превращения и при непрерывном относительно медленном нагреве. В частности, деформация при 600°C со степенью 30% приводит при нагреве со скоростями 0.5-1°C/с к снижению критических точек A_{C1} и A_{C3} стали 10ХСНД соответственно на 15-20 и 25-30°C.

При нагреве теплодеформированной стали образование аустенита начинается значительно раньше (через 12-13с), происходит с большей скоростью и завершается после выдержки 68-72с. Заслуживает внимания тот факт, что при этом образуется большее количество γ -фазы по сравнению с нагревом недеформированной стали.

Поскольку количество аустенита и скорость его образования являются качественной мерой степени дефектности структуры, в которой реализуется $\alpha \rightarrow \gamma$ -превращение,

Представляет практический интерес оценить влияние деформации в субкритическом интервале температур на формирование структуры и характер изменения свойств предварительно перегретой стали при последующей термообработке с нагревом выше точки A_{C3} .

Исследованиями установлено, что подстуживание стали 09Г2 после исходного высокотемпературного нагрева (1150°C) до 600°C и деформация со степенями более 20% приводит при повторной нормализации с температурой 900°C к образованию мелкозернистой феррито-перлитной структуры. При меньших степенях деформации в структуре нормализованной стали обнаружены участки бейнитной составляющей, что является следствием формирования при нагреве отдельных крупных зерен аустенита, которые были характерны для исходного высокотемпературного нагрева.

Выдержка в течение 60 мин после деформации приводит к качественно иному влиянию степени деформации на структуру предварительно перегретой стали при последующей нормализации. Мелкозернистая феррито-перлитная структура в этом случае формируется при небольших степенях деформации (до 10-15%) и объясняется практически полным снятием искажений кристаллической решетки в результате протекания рекристаллизационных процессов. С увеличением степени предварительной деформации (выше 20%) при выдержке в течение 60 мин происходит частичное снятие дефектов и структура стали перед $\alpha \rightarrow \gamma$ -превращением характеризуется значительной неоднородностью, в смысле ее дефектности, и наличием в ней полигонизованных и рекристаллизованных участков, что приводит при повторном нагреве до 900 °С к избирательному росту отдельных аустенитных зерен, которые при последующем охлаждении на воздухе распадаются с образованием бейнитной структуры.

Следовательно, для измельчения зерна при повторном нагреве стали после тепловой деформации необходимо сохранить высокую дефектность структуры к моменту $\alpha \rightarrow \gamma$ -превращения, что достигается применением относительно больших степеней деформации (порядка 20-30%), либо обеспечить полное снятие искажений путем протекания рекристаллизации α -фазы в субкритическом интервале температур.

В таблице показано влияние предварительной тепловой деформации на механические свойства нормализованной толстолистовой стали 09Г2, содержащей 0.09%С, 1.78%Mn, 0.32%Si, 0.027%S и 0.025%Р.

Анализ представленных данных показывает, что предварительная деформация в субкритическом интервале температур (600 °С) обеспечивает получение при нормализации таких же прочностных свойств, как и в случае нагрева недеформированной стали при одновременном повышении ударной вязкости при отрицательных температурах более, чем в 1.5-2 раза. При этом сталь, подвергнутая предварительной тепловой деформации, ха-

рактируется однородной мелкозернистой феррито-перлитной структурой с величиной зерна 9-10 баллов, против 6-8 баллов в случае обычной нормализации.

Таблица - Влияние предварительной теплой деформации на механические свойства толстых листов из стали 09Г2 после нормализации при 900°C

Температура, °C		Степень деформирования, %	σ_B	σ_T	Ударная вязкость, КСУ, Дж/см ² , при температурах		
Исходного нагрева	Подстуживания и деформирования				+20	-40	-60
1150	600	Без деформ.	470	330	88	67	34
1150	600	30	475	340	96	89	70

Список литературы: 1. Дьяченко С.С. Образование аустенита в низкоуглеродистых сталях. - М., Металлургия, 1982. - 127с. 2. Об устойчивости дефектов и их влияние на процесс образования и распад аустенита / С.С. Дьяченко, И.В. Дощечкина, В.П. Тарабанова и др. // Физика металлов и металловедение, 1976. - т. 41, вып. 3. - С. 566 - 570. 3. Тарабанова В.П., Дьяченко С.С., Петриченко А.М. Металлографическое исследование образования аустенита в деформированных сталях // Физика металлов и металловедение, 1972. - Т.33, вып.5. - С.1082 - 1086.

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ДЕФОРМАЦИОННО - ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ В ПОТОКЕ СОВРЕМЕННОГО ПРОВОЛОЧНОГО СТАНА

Егоров А.Н., Иващенко В.М. (МакМК, г. Макеевка, ДонГТУ, г. Донецк)

Results of deformationally heat-treatment of wire rod made carbow steel and processed in rolling on modern high-rate mill are given. By microstructure, mechanical properties and its stability the wire rod is in accordance with world level standard.

Последнее время, во всем мире, металлопрокату предъявляются все более жесткие требования. Развития рыночных отношений в сфере производства и реализации металлопродукции характеризуется опережающим ростом требований к улучшению качества при снижении себестоимости.

Одним из традиционных способов улучшения комплекса свойств металлопроката является термическая обработка. Однако она несет значи-

тельные материальные и энергетические затраты, что ведет к увеличению себестоимости конечного продукта.

Многочисленными исследованиями установлено, что наиболее рациональна деформационно-термическая обработка в потоке стана, так как при этом упрощается технология, не требуются промежуточные операции, используется тепло деформационного нагрева и, что еще важно, достигаются намного лучшие свойства металла по сравнению с полученными после термической обработки с отдельного нагрева. Последнее обстоятельство служит подтверждением тому, что пластическая деформация, проведенная по регламентированным режимам, - мощный фактор воздействия на структуру металла и в сочетании с фазовыми превращениями при термической обработке приводит к созданию оптимального его строения. В ряде случаев при этом может быть реализован эффект термомеханической обработки и получен уникальный комплекс свойств, характеризующийся одновременным повышением сопротивления пластической деформации и хрупкому разрушению [1, 2].

Новый мелкосортно-проволочный стан 150 МакМК по своим техническим характеристикам и возможностям является уникальным. Максимальная скорость прокатки - 120 м/с. Стан снабжен участком предварительного охлаждения перед чистовым блоком клетей, линиями для регулируемого двухстадийного охлаждения проката, имеется две клетки для осуществления низкотемпературной контролируемой прокатки, оснащен автоматизированными системами управления прокаткой и слежения за раскатом, а также локальными системами автоматического регулирования и управления технологическими агрегатами и механизмами.

При обычной высокотемпературной прокатке в аустенитной области на современных станах снижаются нагрузки в чистовом блоке клетей, однако после рекристаллизации получаются крупные зерна аустенита, фиксируемые на участке водяного охлаждения. После структурных превращений зерна феррита и перлита также крупные, перлит имеет увеличенное межпластиночное расстояние и толщину цементитных пластин.

В результате деформационно-термической обработки высоко- и среднеуглеродистых сталей уменьшается размер действительного зерна, межпластиночное расстояние и толщина цементитных пластин, которые разрушаются при холодном волочении. Феррит равномерно распределен по сечению катанки и располагается по границам перлитных зерен.

При исследованиях, проведенных на катанке из высоко и среднеуглеродистых марках стали, температуру металла перед чистовым блоком клетей снижали с 1000°C до 800°C. Воздушное охлаждение витков катанки проводили по двум режимам: замедленному - под крышками теплоизолирующего тоннеля, при выключенных вентиляторах принудительного воз-

душного охлаждения и ускоренному - крышки теплоизолирующего тоннеля открыты, все вентиляторы включены.

Так, при замедленном охлаждении, во всех случаях микроструктура катанки состояла из перлита и небольшого количества феррита в виде разорванной сетки по границам бывших аустенитных зерен. Структура катанки равномерна по всему сечению. Количество сорбитообразного перлита составляло 20 - 30 %, остальное - скрытопластинчатый перлит и небольшое количество мелко- и среднепластинчатого. Межпластиночное расстояние, определенное методом случайных секущих, достигло 0,2 мкм.

С уменьшением температуры подката перед чистовым блоком клетей уменьшается на 6 - 7 % количество структурно-свободного феррита, количество сорбитообразного перлита в структуре несколько увеличивается. Размер перлитных зерен уменьшается до 8 - 9 номера. Это приводит к увеличению прочностных характеристик при сохранении пластичности катанки.

В таблице 1 приведены механические свойства катанки из стали 70, прокатанной по различным режимам с дальнейшим замедленным охлаждением под крышками теплоизолирующего участка.

Таблица 1- Влияние температуры металла перед чистовым блоком клетей на механические свойства катанки диаметром 6,5 мм из стали 70

Температура металла перед чистовым блоком клетей, °C	Временное сопротивление разрыву, Н/мм ²		Предел текучести, Н/мм ²		Относительное удлинение δ , %		Относительное сужение ψ , %		$\frac{\sigma_B - \sigma_T}{\sigma_B}$
	X	S	X	S	X	S	X	S	
1000	877	41	743	47	15,8	1,1	36,1	3,1	0,153
950	901	35	764	31	15,8	1,3	32,4	1,7	0,152
900	900	25	754	25	14,6	1,3	31,4	3,6	0,162
850	926	31	762	33	14,7	1,1	34,4	3,1	0,175
800	948	30	774	32	14,6	1,1	33,2	3,1	0,183

Примечание. X - среднеарифметическое значение, S - среднеквадратичное отклонение.

Понижение температуры металла перед чистовым блоком клетей с 1000°C до 800°C в связи с измельчением зерна приводит к увеличению временного сопротивления разрыву и предела текучести соответственно на 70 и 30 Н/мм². Сравнение σ_B и σ_T при 1000°C и 800°C, с помощью критерия Стьюдента показало, что различие прочностных характеристик статистически значимо. Различие среднеарифметических величин δ и ψ несущественно. Обезуглероженность поверхности катанки, средняя по пяти изме-

рениям в одном сечении, была равна 1,1 - 1,2 %. Количество окалины находилось в пределах 4 - 5 кг/т.

Исследования, выполненные МакМК совместно с ИЧМ г. Днепропетровска и метизными заводами показали что, несмотря на широкое использование показателей δ и ψ в нормативно - технической документации для оценки пластичности катанки они недостаточно объективно оценивают способность катанки к холодному волочению.

Целесообразно применять другие критерии, например, $\left(\frac{\sigma_B - \sigma_T}{\sigma_B} \right)$.

Чем больше это соотношение, тем выше пластические свойства катанки и способность ее деформироваться без разрушения в холодном состоянии. Как видно из таблицы 1, при понижении температуры подката указанное выше соотношение возрастает, что соответствует изменению структурных параметров в катанке. Суммарное обжатие при волочении до разрушения составило 96,9 %.

При прокатке по всем опытным режимам с замедленным воздушным охлаждением механические свойства катанки из стали 70 удовлетворяли требованиям ГОСТ 1459 - 79 для рессорно - пружинной проволоки.

По ДСТУ 3683 - 98 на канатную катанку из стали 70 предусмотрены следующие требования по механическим свойствам: $\sigma_B = 980 - 1130$ Н/мм²; $\delta = 9$ %; $\psi = 30$ %. Из таблицы 1 видно, что данная катанка не соответствует требованиям по σ_B . При переработке такой катанки в проволоку для канатов это несоответствие компенсируется применением патентирования проволоки диаметром 2,4 мм.

При исследовании катанки из стали 70 температура металла перед чистовым блоком клетей составляла 1000 °C, затем, раскат подстуживали форсуночным устройством до 800 °C за чистовым блоком и ускоренно охлаждали на участке воздушного охлаждения интенсивным потоком воздуха, подаваемого вентиляторами.

Среднеарифметические значения механических свойств составили $\sigma_B = 1015$ Н/мм²; $\delta = 14$ %; $\psi = 41$ %. Количество феррита (в виде разорванной сетки по границам зерен) находилось в пределах 1 - 3 %, размер действительного зерна - в пределах 8 - 10 номера, межпластиночное расстояние - 0,17 мкм, количество окалины - 2 - 4 кг/т.

Таким образом, применение интенсивного охлаждения повышает прочностные характеристики и относительное сужение катанки. Количество феррита снизилось до 1 - 3 %, уменьшилось межпластиночное расстояние и размер перлитных зерен. По всем параметрам такая катанка из стали 70 удовлетворяла требованиям ДСТУ 3683 - 98.

В низкоуглеродистых сталях образование α - фазы обычно начинается на границах аустенитных зерен, поэтому измельчение зерен аустенита, достигаемое деформационно-термической обработкой, имеет при этом решающее значение. Вследствие увеличения границ зерен увеличивается скорость образования зародышей на богатых дефектами границах зерен аустенита, и на выходе из чистового блока получается мелкая структура зерен аустенита, фиксируемая быстрым охлаждением на первой стадии водяного охлаждения. В готовой катанке измельчение ферритных зерен повышает ее пластические и прочностные свойства.

Исследования также проводили на катанке диаметром 6,5 мм из стали 1, температуру металла перед чистовым блоком клетей снижали с 1000 °С до 870 °С с последующим замедленным охлаждением под крышками термоизолирующего тоннеля участка воздушного охлаждения.

Как показали исследования, при интенсивном воздушном охлаждении катанки из низкоуглеродистой стали выделяющийся феррит перенасыщен углеродом. Это снижает пластичность катанки при волочении. Поэтому при производстве низкоуглеродистой катанки применяется замедленное охлаждение, при котором углерод полностью выделяется в виде цементитных пластин в процессе образования перлитных участков.

Установлено, что у катанки, прокатанной в чистовом блоке клетей при температурах 860 - 880 °С и последующим замедленным воздушным охлаждением, формируется мелкозернистая полиэдрическая структура феррита с небольшим количеством сорбитообразного и тонкопластинчатого перлита. Величина ферритных зерен в среднем составляла 9 - 10 номеров, т. е. размером 13 - 14 мкм. Перлит выделялся в виде мелких компактных зерен, равномерно распределенных по границам ферритных зерен и сечению катанки. Наблюдались отдельные компактные зерна структурно-свободного цементита размером 1А балла. Полосчатость в расположении перлита и структурно-свободного цементита отсутствовала, за исключением участков, расположенных непосредственно около строчек сульфидных включений. Такая структура обеспечивает высокий комплекс механических свойств готовой катанки (таблица 2).

По ГОСТ 30136 - 95 для низкоуглеродистой катанки из стали 1, предназначенной для перетяжки в проволоку, временное сопротивление разрыву не должно быть больше 470 Н/мм² и относительное сужение не должно быть меньше 66 %. Статистические расчеты показали, что вероятность получения такой катанки составляет 100 %, т. е. катанка полностью соответствует требованиям стандарта. Показатель пластичности катанки

$\left(\frac{\sigma_B - \sigma_T}{\sigma_B} \right)$ в 1,4 - 1,7 раза больше, чем у катанки из стали 70, что свидетельствует о высокой ее способности к холодному волочению.

Исследования, проведенные на Харцызском сталепроволочно - катанном заводе показали, что катанка, прокатанная при данном режиме, имеет суммарную деформацию при волочении до разрушения 98 %, т.е. протягивается с диаметра 6,5 до 0,98 мм.

Таблица 2 - Механические свойства катанки диаметром 6,5 мм из стали 1, прокатанной при различных температурах подката перед чистовым блоком клетей

Температура металла перед чистовым блоком клетей, °С	Временное сопротивление разрыву, Н/мм ²		Предел текучести, Н/мм ²		Относительное удлинение δ , %		Относительное сужение ψ , %		$\sigma_s - \sigma_m$ σ_s
	X	S	X	S	X	S	X	S	
1000	372	7,0	271	7,0	42,0	2,0	72,0	2,5	0,261
950	358	9,6	265	5,6	42,9	1,6	72,4	0,8	0,243
870	380	7,6	280	6,5	43,5	1,7	71,8	3,1	0,288

Внедрение технологии деформационно-термической обработки на проволочном высокоскоростном стане 150 МакМК, предусматривающей проведение регламентированной прокатки в чистовом блоке клетей при температурах 860-880°С для низкоуглеродистых и 800-820°С для средне- и высоколегированных сталей в сочетании с регулируемым двухстадийным охлаждением, позволит получать катанку (проволоку) по микроструктуре, механическим свойствам и их стабильности по длине мотков и в партии металла удовлетворяющей мировому уровню. Вместе с тем это позволит исключить необходимость проведения энергоемких видов термической обработки на метизных заводах.

Список литературы: 1. Бернштейн М.Л., Ефименко С.П. Термическая и термомеханическая обработка проката конструкционных сталей // Сталь. - 1985. - № 1. - С. 67-72. 2. Горбань А.А., Колосков В.Н., Евтеев Е.А. и др. Новая технология двухстадийного охлаждения проката на стане 150 после реконструкции // Сталь. - 1997, № 10. - С. 48 - 50.

ИНДУКТИВНЫЙ ДАТЧИК ПОЛОЖЕНИЯ РОТОРА БЕСКОЛЛЕКТОРНОГО ДВИГАТЕЛЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА

Енин В.Н., Кукушкин Ю.Т., Николаев С.С.
(МГТУ им. Н.Э. Баумана, г. Москва, Россия)

The principles of construction of inductive gauge of an angle for a valve drive are considered.

В настоящее время в качестве исполнительных двигателей устройств автоматики и робототехники широкое распространение получили бесколлекторные двигатели постоянного тока [1,2]. Одним из основных узлов блока управления такого двигателя является датчик положения ротора, по сигналам которого осуществляется коммутация якорных обмоток статора. В качестве датчиков положения наиболее часто используются датчики Холла, индуктивные и емкостные датчики. Каждый из этих датчиков имеет свои преимущества и недостатки, но наиболее перспективными с точки зрения их реализации в изделиях массового использования являются емкостные и индуктивные датчики. Емкостные датчики наиболее просты в исполнении, но возможности их миниатюризации ограничены. Более распространены индуктивные датчики, которые чаще всего выполняются в виде вращающихся трансформаторов или датчиков микросинного типа [1,2]. Их недостатки – относительно большая сложность и высокая себестоимость.

В данной работе рассматривается новое направление разработки датчиков положения, позволяющее существенно упростить их конструкцию и обеспечить возможности изготовления в серийном производстве, что в свою очередь будет способствовать снижению их себестоимости.

Основными узлами такого датчика являются пассивный индуктор, размещенный на носителе (рис.1), связанном с ротором двигателя, и чувствительный элемент (ЧЭ), закрепленный на статоре. Чувствительный элемент выполняется в виде открытых плоских катушек индуктивности (рис.2), питаемых от генератора синусоидальных колебаний. Если в область, охваченную магнитным полем катушек, ввести материал с высокой магнитной проницаемостью, или материал с высокой электропроводностью, происходит изменение индуктивности катушек ЧЭ. Эти эффекты и используются для построения индуктивного датчика угла. В варианте торцевого исполнения датчика индуктор представляет собой пластину (носитель), на котором закрепляются чередующиеся полюса, выполненные из феррита и меди. При вращении носителя в области реагирования катушек попеременно вносятся эти полюса, влияние которых на величину индуктивности катушек противоположны. Когда над плоскостью катушки располагается ферромагнитный полюс, происходит увеличение индуктивно-

сти катушки. Это связано с уменьшением эквивалентного магнитного сопротивления, так как силовые линии магнитного поля катушки не через воздух, а через ферромагнетик. Эффекты изменения индуктивности катушек можно рассчитать по методике [3] с использованием понятия векторного магнитного потенциала.

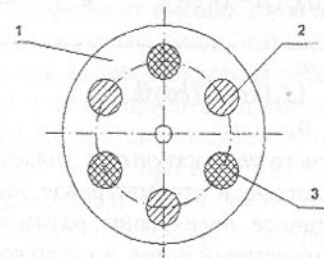


Рис. 1.

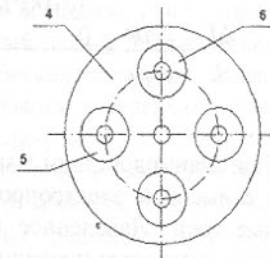


Рис. 2.

На рис. 1: 1 – носитель, 2 – диамагнитный полюс, 3 – ферромагнитный полюс. На рис.2: 4 – плато статора, 5 – катушки синусного сигнала, 6 – катушки косинусного сигнала.

Магнитный потенциал A_ϕ плоской катушки с числом витков w и питаемый ток I равен:

$$A_\phi = \frac{1}{2} \mu_0 a w I \int_0^\infty J_1(k\rho) J_1(ka) [e^{-kZ} + C(\mu-1)(1-e^{-2kt})e^{k(Z-2b)}] dk = A_{\phi 0} + \Delta A_\phi \quad (1)$$

где: $C = [(\mu+1)^2 - (\mu-1)^2 e^{-2kt}]^{-1}$

$A_{\phi 0}$ – начальное значение векторного магнитного потенциала,

a – средний радиус катушки,

t – толщина полюса,

b – расстояние от плоскости катушки до поверхности полюса,

J – функция Бесселя,

ρ – координата в плоскости катушки,

Уравнение (1) в плоскости катушки $z = 0$ имеет вид:

$$A_\phi = \frac{1}{2} \mu_0 a w I \int_0^\infty J_1(k\rho) J_1(ka) [1 + C(\mu-1)(1-e^{-2kt})e^{-2kb}] dk \quad (2)$$

Используя соотношение $B_z = \frac{1}{\rho} \frac{\partial(\rho A_\phi)}{\partial \rho}$ и учитывая

$$\Phi = \int_0^a 2\pi \rho B_z d\rho = 2\pi \int_0^a d(\rho A_\phi) = 2\pi a A_\phi,$$

получаем формулу для расчета результирующего магнитного потока, пронизывающего плоскость катушки.

Так как $L = \frac{w\Phi}{I}$, можно получить окончательное соотношение для расчета относительного приращения индуктивности катушки индуктивности в зависимости от параметров t , b и μ .

$$\frac{\Delta L}{L} = \frac{\Delta A \varphi}{A \varphi_0} = \frac{\int_0^{\infty} J_1(k\rho) J_1(ka) C(\mu-1)(1-e^{-2kt}) e^{-2kb} dk}{\int_0^{\infty} J_1(k\rho) J_1(ka) dk}.$$

При взаимодействии магнитного поля катушки с диамагнитным полюсом с высокой электропроводностью в его материале индуцируются вихревые токи. Наведенное вторичное поле своим размагничивающим действием уменьшает первичный магнитный поток, а следовательно, и величину индуктивности ЧЭ. Эффект изменения индуктивности определяется не только геометрическими параметрами взаимодействующих элементов, но и частотой питающего катушки ЧЭ генератора.

Проведенные расчеты, подтверждаемые экспериментом, показали, что на частоте 150-180 кГц изменения индуктивности, вызванные воздействием разнородных полюсов, примерно равны по абсолютной величине, при этом индуктивность ЧЭ колеблется относительно начального значения по синусоидальному закону. Для преобразования этого изменения в электрический сигнал используется делитель, образованный резистором и параллельным резонансным контуром, элементом которого является индуктивность ЧЭ. Сопротивление резонансного контура зависит от сдвига частоты резонанса относительно частоты сигнала, подаваемого на контур от генератора. Наиболее рациональный режим этого преобразования может быть реализован, если рабочая точка совпадает с участком близким к линейному на резонансной характеристике параллельного контура. Этот участок расположен в области, примыкающей к границам его полосы пропускания. При частоте задающего генератора 180 кГц и при добротности контура порядка 5-10 единиц смещение частоты настройки контура относительно частоты генератора составляет порядка 20 кГц. Учитывая, что при взаимодействии ЧЭ с полюсами изменение величины индуктивности не превышает 6%, можно ожидать изменения частоты настройки контура примерно на 3 кГц. Так как интервал линейности характеристики контура существенно превышает эту величину, ограничения допусков элементов контура вполне приемлемы при их изготовлении в серийном производстве, при этом не требуется индивидуальная настройка. Улучшение формы выходных сигналов достигается и за счет использования мостовых схем в блоке обработки сигналов. Чувствительный элемент и индуктор сконст-

руированы таким образом, чтобы ЧЭ каждого плеча моста взаимодействовали одновременно с полюсами, выполненными из разнородных материалов. Дифференциальная обработка сигналов, поступающих с плеч мостовых схем, и использование сумматоров позволяет исключить из выходных сигналов постоянную составляющую и симметризовать сигналы разной полярности. Коэффициент высших гармоник в выходном синусоидальном сигнале датчика настолько низок, что подобный датчик можно использовать не только как датчик положения ротора бесколлекторного двигателя, но и в системах угловой ориентации, где требования определения углового рассогласования элементов относительно не велики.

Элементы датчика при его изготовлении в серийном производстве практически полностью могут быть реализованы на автоматических линиях, его сборка не требует подстроечных операций, поэтому его себестоимость будет существенно меньшей по сравнению с используемыми в настоящее время датчиками угла, что делает его реализацию перспективной.

Список литературы: 1. Косулин В. Д., Михайлов Г.Б. и др. Вентильные электродвигатели малой мощности для промышленных роботов. - Л.: Энергоатомиздат, 1988. - 184с. 2. Овчинников И.Е., Лебедев Н.И. Бесконтактные двигатели постоянного тока. - Л.: Наука, 1979. - 270с. 3. Смайт В. Электростатика и электродинамика. - М.: Иностранная литература, 1954. - 604с.

СОПОСТАВИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ РАБОТЫ ШНЕКОВЫХ ДОЗАТОРОВ

Еронец С.П., Быковских С.В., *Шевченко А.И., Богацкий В.М.
(ДонГТУ, г. Донецк, *ОАО «Сельмаш», г. Гуляйполе, Украина)

The results of researching of work of screw-tuper proportioner with different scheme of screw situation are given and the recommendations in their effective using are taken out

Успех реализации способов внепечной обработки стали, предполагающих введение в жидкий металл различных реагентов в дробленом или порошкообразном виде, во многом определяется техническими возможностями применяемых дозирующих устройств, с помощью которых осуществляется подача лигатур. Для этих целей разработано несколько типовых дозаторов, отличающихся не только конструкцией рабочих органов, а и энергосиловыми параметрами приводов [1]. Из всего многообразия из-

вестных дозирующих устройств, нашедших применение в промышленности, заслуживают внимания в первую очередь те, которые в наибольшей мере отвечают требованиям, предъявляемым к устройствам подобного класса (устойчивость работы, высокая точность дозирования и минимально возможное потребление энергии). Опыт эксплуатации этих устройств в различных условиях реализации способов внепечной обработки стали свидетельствует о целесообразности применения винтовых дозаторов. До недавнего времени в металлургии использовались винтовые дозаторы с горизонтально расположенным шнеком, однако в результате поиска оптимальных конструктивных решений при создании установок для введения в жидкий металл различных реагентов были предложены варианты применения дозаторов с вертикальным размещением шнека [2].

Авторами настоящей работы проведены лабораторные исследования, позволившие объективно оценить эффективность функционирования шнековых дозаторов различного исполнения (рисунок 1) в идентичных условиях их эксплуатации. Геометрические параметры шнеков обоих дозаторов были одинаковыми и имели следующие значения: диаметр вала – 22 мм; наружный диаметр витка – 50 мм; шаг витка – 30 мм.

В качестве наиболее значимых критериев, дающих возможность сопоставить эксплуатационные характеристики испытуемых устройств, принимались: действующий на шнек момент сопротивления, обеспечиваемый коэффициент производительности и достигаемая степень равномерности выдачи из бункера дозируемого материала.

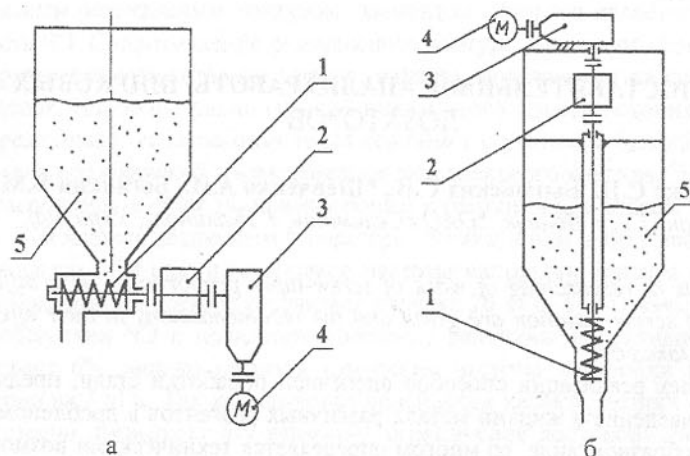


Рис.1. Схема конструкций исследуемых дозаторов: с горизонтальным (а) и вертикальным (б) шнеком: 1 – шнек; 2 – измерительный элемент; 3 – редуктор; 4 – электродвигатель; 5 – бункер с материалом.

При проведении экспериментов для контроля значений момента сопротивления использовали измерительную систему, включающую тензорезисторный преобразователь, усилитель, АЦП, прибор для контроля частоты вращения шнека и совершенного им числа оборотов, а также ПЭВМ (рисунок 2).

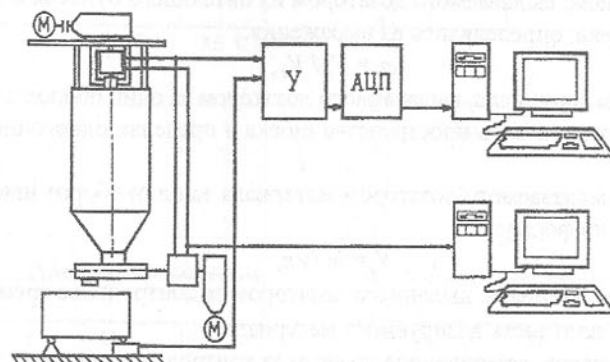


Рис.2. Схема измерительной системы для контроля нагрузок, действующих на привод дозатора

Тензорезисторный преобразователь представлял собой металлическую гильзу, на поверхность которой наклеены под углом 45° к ее продольной оси фольговые тензодатчики, включенные в мостовую схему. Для съема электрического сигнала с измерительной диагонали моста сопротивлений и подключения к нему источника питания на гильзе были установлены изолированные от ее корпуса медные кольца, контактирующие своей наружной поверхностью с токопроводящими растяжками, концы которых соединялись с разъемом кабеля, подключаемого к входу усилителя. Указанная гильза поочередно устанавливалась на каждый из исследуемых дозаторов и обеспечивала передачу крутящего момента от тихоходного вала приводного редуктора к шнеку. Электрический сигнал, пропорциональный значению действующего на шнек крутящего момента, после усиления и преобразования в цифровой код обрабатывался ЭВМ, после чего на экран монитора выводилось изображение полученного графика изменения измеряемого момента во времени и при необходимости осуществлялась его распечатка на принтере.

Для оценки степени равномерности подачи дозируемого материала и определения значений коэффициента производительности φ_p , обеспечиваемых при различных режимах работы исследуемых дозаторов, в ходе проводившихся экспериментов с помощью электронных весов, включенных в измерительную систему, осуществлялся непрерывный контроль массы сыпучих сред, выдаваемой из бункера в приемную емкость за фиксиро-

руемый промежуток времени. В качестве сыпучих материалов использовались мелкодисперсный порошок ферросиликобария и дробленый ферротитан (размер частиц 1-5 мм), насыпная плотность которых соответственно составляла 2300 и 3700 кг/м³.

Значения коэффициента производительности, характеризующего объем материала, выдаваемого дозатором из питающего бункера с каждым оборотом шнека, определялись из выражения:

$$\varphi_p = V_m / V_s, \quad (1)$$

где V_m – объем материала, выдаваемого дозатором за один оборот шнека; V_s – объем межвиткового пространства шнека в пределах одного шага витка.

Объем выдаваемого дозатором материала за один оборот шнека рассчитывались по формуле:

$$V_m = m / \gamma n, \quad (2)$$

где m – масса материала, выданного дозатором за контрольное время;

γ – насыпная плотность дозируемого материала;

n – число оборотов, совершенное шнеком за контрольное время.

Объем межвиткового пространства определяли по известной формуле:

$$V_s = \pi(D^2 - d^2)S / 4, \quad (3)$$

где D – наружный диаметр витка шнека;

d – диаметр вала шнека;

S – шаг витка шнека.

Анализ результатов, полученных в ходе проводившихся исследований, позволил сделать следующие основные выводы относительно эффективности применения шнековых дозаторов.

Момент сопротивления, действующий на шнек дозатора, в значительной мере зависит от гранулометрического состава и насыпной плотности дозируемых материалов. Характер колебания амплитуды сигнала, регистрировавшегося во время контроля момента сопротивления в процессе работы дозаторов (рисунок 3), свидетельствует о том, что с ростом насыпной плотности и размеров частиц дозируемого материала режим функционирования исследуемых дозирующих устройств изменялся по-разному. В случае использования дозатора с горизонтальным шнеком увеличение крупности частиц материала приводит не только к значительному росту момента сопротивления, действующего на привод, а и существенно нарушает устойчивость его работы.

При работе дозатора с вертикальным шнеком, вследствие более благоприятных условий взаимодействия поверхности его витков с частицами материала, увеличение поперечных размеров частиц и насыпной плотности материала не приводит к заметному нарушению

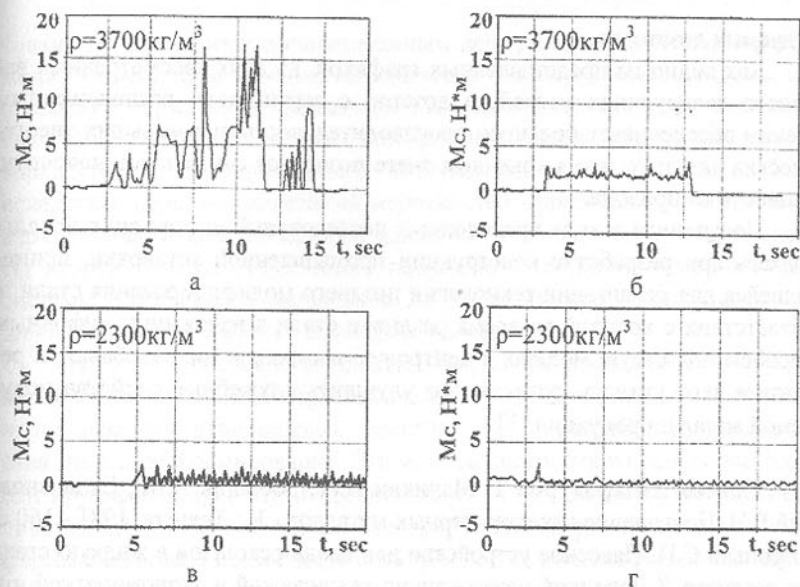


Рис.3. Характерный вид регистрируемых сигналов при контроле моментов сопротивлений, действующих на шнеки исследуемых дозаторов: а, в – дозатор с горизонтальным шнеком; б, г – дозатор с вертикальным шнеком

функционирования механизма, а нагрузка на его привод в 2,5 – 3 раза ниже в сравнении с дозирующим устройством, снабженным горизонтальным шнеком.

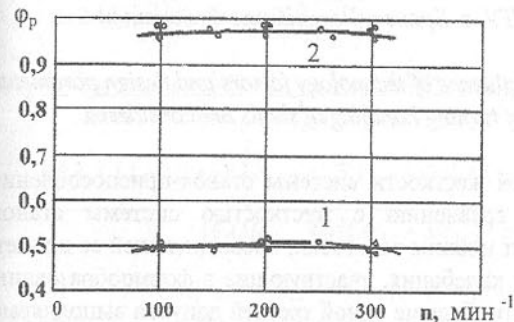


Рис.4. Зависимость коэффициента производительности от частоты вращения (1) – горизонтально установленного шнека; (2) – вертикально расположенного шнека

По данным, полученным в результате контроля массы материала, попадающего в приемную емкость при работе дозаторов, с использованием зависимостей (1) – (3) рассчитали значения коэффициента производительности, соответствующие различным частотам вращения шнеков. На рисунке 4 приведены графики зависимостей φ_p от частоты вращения шнеков ис-

следующих дозаторов.

Как видно из представленных графиков, из двух рассмотренных вариантов дозирующих устройств дозатор с вертикально расположенным шнеком обеспечивает большую производительность при меньших энергетических затратах, что в конечном счете позволяет снизить установочную мощность их привода.

Полученная в ходе проведенных исследований информация использовалась при разработке конструкции промышленной установки, применявшейся для реализации технологии позднего модифицирования стали, в соответствии с которой во время разлива стали в изложницы сифонным способом под струю металла в центровую вводились микродобавки, в результате чего удалось существенно улучшить служебные свойства получаемой металлопродукции [3].

Список литературы: 1. Мачикин В.И., Зборщик А.М., Складановский Е.Н. Повышение качества черных металлов.- К.: Техніка, 1981.- 160 с. 2. Еронько С.П. Навесное устройство для ввода реагентов в жидкую сталь при разливе // Донецкий центр научно-технической и экономической информации. Информационный листок.- 1994.- № 37. 3. Совершенствование технологии микрелегирования стали 65 Г титаном и бором / С.В. Быковских, Е.С. Ярошевская, С.П. Еронько и др. // Сталь.- 1995.- № 8.- С. 25 – 28.

ТОЧНОСТЬ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ ВАЛОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЛЮНЕТОВ

Ерохин В. В. (БГТУ, г. Брянск, Российская Федерация)

In the paper the questions of influence of technology factors and design parameters of backrests on an exactitude of turning handling of shafts are considered

Если при пониженной жесткости системы станок-приспособление-инструмент-заготовка по сравнению с жесткостью системы станок-приспособление-инструмент и длине заготовки, превосходящей ее диаметр в 5 и более раз, возникают колебания, участвующие в формообразовании цилиндрической поверхности, больше одной третьей допуска выполняемого размера, то одним из вариантов повышения точности обработки является применение люнетов.

По степени подвижности люнеты подразделяются на две группы: первая – подвижные, вторая – неподвижные. Люнеты первой группы не могут использоваться на чистовых операциях точения и шлифования по причине: 1) непараллельности направляющих станка и оси вращения заго-

товки, что приводит к дополнительным деформациям заготовки при движении люнета; 2) не влияния на жесткость технологической системы в направлении нормальной (радиальной) составляющей силы, которая оказывает наибольшее влияние на формирование формы обрабатываемой поверхности; 3) дополнительного возбуждения процесса автоколебаний, вследствие передачи колебаний неровностей обработанной (базовой) поверхности заготовки (по которой движется люнет) суппорту станка. Люнеты второй группы существенно повышают жесткость технологической системы и особенно в радиальном направлении, что обеспечивает повышение точности обработки нежестких валов.

На основе системного подхода к изучению проблемы формообразования макроотклонений обрабатываемой цилиндрической поверхности (с использованием неподвижных люнетов, рис. 1) разработана математическая модель ее формирования. Эта модель построена на основе метода гарантируемого результата и предполагает: 1) внутренние и наружные цилиндрические поверхности самоцентрирующихся роликов люнета имеют формы эллипсов и несоосность осей (рис. 2); 2) контакт роликов с заготовкой упругий; 3) ролики предварительно поджаты к эллиптической поверхности заготовки с усилиями, обеспечивающими постоянный контакт между роликами и заготовкой; 4) ролики вращаются с постоянной угловой скоростью. В основе модели рассмотрено формирование отклонений формы цилиндрической поверхности "у", которое имеет следующий вид:

$$y = \frac{Ge \{ A\omega^2 - c_{44} + c_{24}I_1 - (z - I_1) \{ c_{42} - I_1 (c_{22} - 4M\omega^2) \} \}}{16AM\omega^4 - 4\omega^2 (Ac_{22} + Mc_{44}) + c_{22}c_{44} - c_{42}c_{24}} \times \\ \times \left(\sin 2\omega t \sum_i \frac{\sin \varphi_i}{2E_{ni}} - \cos 2\omega t \sum_i \frac{\cos \varphi_i}{2E_{ni}} \right) + \\ + \frac{P_d \{ c_{44} - c_{24}I_1 - A\omega^2 + (z - I_1) \{ c_{42} + I_1 (M\omega^2 - c_{22}) \} \}}{AM\omega^4 - \omega^2 (Ac_{22} + Mc_{44}) + c_{22}c_{44} - c_{42}c_{24}} \sum_i \frac{\sin(\omega t + \varphi_i)}{2E_{ni}} + \\ + \frac{0,5A_1A_2(f + 2\cos 30^\circ) \{ c_{44} + c_{24} \sum_i I_{2i} - 4A\omega^2 + (z - I_1) \{ c_{42} + (c_{22} - 4M\omega^2) \sum_i I_{2i} \} \}}{16AM\omega^4 - 4\omega^2 (Ac_{22} + Mc_{44}) + c_{22}c_{44} - c_{42}c_{24}} \times \\ \times \cos(2\omega_2 t) + \frac{A_1A_3 \{ c_{44} + c_{24} \sum_i I_{2i} - A\omega^2 + (z - I_1) \{ c_{42} + (c_{22} - M\omega^2) \sum_i I_{2i} \} \}}{AM\omega^4 - \omega^2 (Ac_{22} + Mc_{44}) + c_{22}c_{44} - c_{42}c_{24}} \times \\ \times [(\cos 30^\circ + f \sin 30^\circ) \sin \omega_2 t - (\cos 30^\circ - f - f \sin 30^\circ) \cos \omega_2 t] + \\ + \frac{M\omega^2 e \{ c_{44} - A\omega^2 + c_{42}(z - I_1) \}}{AM\omega^4 - \omega^2 (Ac_{22} + Mc_{44}) + c_{22}c_{44} - c_{42}c_{24}} \sin \omega t + \left[-\Delta_2 + \frac{\Delta_2 - \Delta_1}{L} (L - z) \right] \sin \omega t$$

где

$$A_1 = \frac{n}{2(b_2 - b_1)} \cdot \frac{j_y 3LEJ}{j_y (L - z)^2 z^2 + 3LEJ}; \quad A_2 = a_1^2 \varepsilon_1^2 - a_2^2 \varepsilon_2^2 - 2b_2 u_1 + 2b_1 u_2;$$

$$A_3 = 2k(a_2 - b_1);$$

$$c_{22} = j_{ny} + j_{zy} + \sum_i j_{lyi}; \quad c_{24} = c_{42} = - \left(j_{ny} z_n + j_{zy} z_z + \sum_i j_{lyi} l_{2i} \right);$$

$$c_{44} = j_{ny} z_n^2 + j_{zy} z_z^2 + \sum_i j_{lyi} l_{2i}^2.$$

Здесь G – вес заготовки, H ; e – эксцентриситет положения центра масс заготовки относительно оси вращения заготовки, m ; A – момент инерции заготовки относительно оси перпендикулярной оси вращения заготовки, $\text{кг} \cdot \text{м}^2$; ω – угловая скорость вращения заготовки, рад/с ; M – масса заготовки, кг ; φ_i – i -й угол (в плоскости перпендикулярной оси вращения заготовки, рис. 1) расположения i -й точки контакта поводкового устройства с поверхностью заготовки относительно первой точки контакта при передаче заготовке крутящего момента ($\varphi_1 = 0$), рад ; E_{ni} – величина i -го плеча силы (рис. 1), передающей крутящий момент заготовке, м ; P_z – тангенциальная (касательная) составляющая силы резания, Н ; d – диаметр обработки, м ; l_1 – расстояние от центра масс заготовки до точек контакта поводка с заготовкой (рис. 1), м ; z – расстояние от точки действия силы резания до точки (средней) базирования заготовки на передний центр (рис. 1), м ; f – коэффициент трения между (контактирующим) роликом люнета и заготовкой; $\sum l_{2i}$ – алгебраическая сумма координат расположения люнетов

(вдоль оси OZ , рис. 1) относительно системы координат $OXYZ$, совпадающей с центром масс заготовки (рис. 1), м ; ω_2 – угловая скорость вращения роликов люнета ($\omega_2 = \omega_1 d / d_{p.l.}$, где $d_{p.l.}$ – внешний диаметр роликов люнета), рад/с ; Δ_1 , Δ_2 – амплитуды колебания осей шпинделей соответственно станка и заднего вращающегося центра (если задний центр неподвижный то Δ_2 – отклонение от круглости поверхности конуса на который базируется заготовка), м ; L – расстояние между (средними) точками базирования заготовки на передний и задний центры (рис. 1), м ; n – число люнетов, участвующих в процессе формообразования заготовки; j_y – жесткость ролика люнета в направлении нормальном его площади контакта с вращающейся заготовкой (рис. 2), Н/м ; E – модуль упругости материала заготовки, Па ; J – момент инерции приведенного сечения заготовки, м^4 ; b_2 , b_1 – малые полуоси соответственно внешнего и внутреннего диаметров ролика (рис. 2), м ; a_2 , a_1 – большие полуоси соответственно внешнего и внутреннего диаметров ролика (рис. 2), м ; ε_2 , ε_1 – эксцентриситеты эллипсов соответственно

внешнего и внутреннего диаметров ролика; u_2 , u_1 – отклонения от круглости соответственно внешнего и внутреннего диаметров ролика, м ; k –

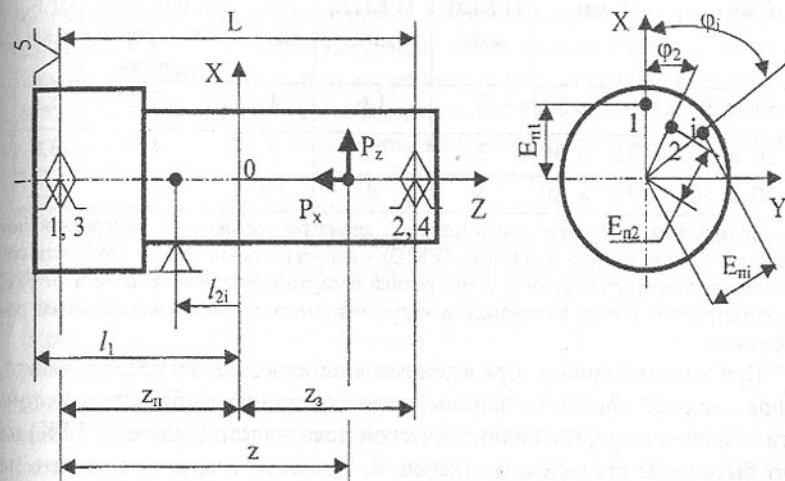


Рис. 1. Схема обработки вала

несоосность (неконцентричность) осей внешнего и внутреннего диаметров ролика (рис. 2), м ; j_{ny} , j_{zy} – динамические жесткости в направлении радиальной

(нормальной) составляющей силы резания на уровне базирования заготовки соответственно на передний и задний центры, Н/м ; $\sum j_{lyi}$ – суммарная жесткость системы люнетов; заготовка в направлении действия радиальной составляющей силы резания, Н/м ; z_n , z_z – координаты точек базирования заготовки соответственно на передний и задний центры (вдоль оси OZ (рис. 1)), м .

Теоретические расчеты степени влияния конструктивных параметров

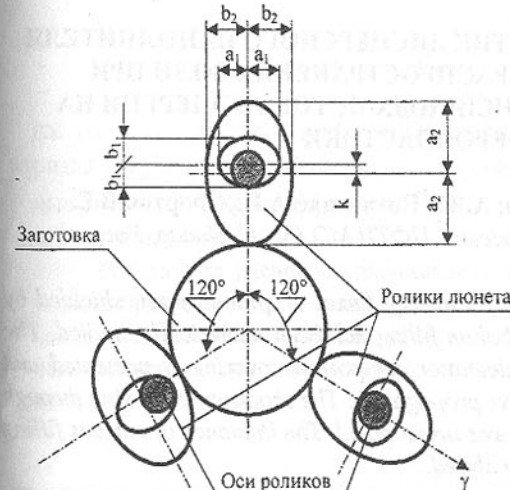


Рис. 2. Схема взаимодействия роликов люнета с заготовкой

люнета на величину отклонения от круглости цилиндрической поверхности, с использованием данной модели, представлены в таблице.

Таблица - Значения величины отклонения от круглости ЕФК

d , мм	D , мм	TFK(d), мкм	TFK(D), мкм	TPC, мкм	Степень точности формы ролика	ЕФК, мкм
Св. 30 до 50	Св. 18 до 30	2	1,6	4	3	3,1
» 30 » 50	» 18 » 30	3	2,5	6	4	3,8
» 30 » 50	» 18 » 30	5	4	10	5	5,2

Примечания: 1. D , d – соответственно диаметры наружной и внутренней поверхностей роликов люнета. 2. TFK(d), TFK(D) – допуски отклонений от круглости соответственно диаметров наружной и внутренней поверхностей роликов люнета. 3. TPC – неконцентричность осей внутренней и наружной цилиндрической поверхностей роликов люнета

При анализе данных, приведенных в таблице, можно сделать вывод, что при токарной обработке длинных валов на станках любой степени точности отклонения формы цилиндрической поверхности (величина ЕФК) не могут быть ниже приведенных значений. При этом следует учитывать не только влияния конструктивных параметров люнета, но и состояние технологической системы, режимы резания, геометрические характеристики обрабатываемой заготовки и т.д.

ВЛИЯНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ДИСПЕРСНОГО НАПОЛНИТЕЛЯ НА ГЕНЕРАЦИЮ И РАСПРОСТРАНЕНИЕ ВОЛН ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ ИНТЕНСИВНЫХ ПОТОКОВ ЭНЕРГИИ НА СФЕРОПЛАСТИКИ

¹Ефремов В.П., ²Острик А.В., ²Потапенко А.И., ¹Фортов В.Е.
(¹ ИТЭС РАН, Москва, Россия, ² ЦФТИ МО РФ, С. Посад, Россия)

The mechanical action of powerful energy fluxes on plane target, shielded by protective covering with microballon filling has been numerically studied. The method of equation of state calculation for porous covering is presented and used for simulation of shock wave propagation. The shock wave passing through the contact border of materials was investigated. The influence of various filling on shock wave amplitude was analyzed.

Высокопористые материалы хорошо демпфируют механические нагрузки (в том числе и вызванные действием интенсивных потоков энергии (ИПЭ)) и находят широкое применение при создании защитных покрытий. Результаты сравнительного анализа эксплуатационных и теплофизических

свойств указывают на перспективность использования гетерогенных материалов (ГМ), пористость в которых обеспечивается введением микросферического стеклянного наполнителями [1]. Вопросы поглощения ИПЭ и формирования начального профиля давления в таких материалах рассматривались ранее [1]. Целью настоящей работы является расчет волн напряжений, распространяющихся в преграде после формирования начального профиля давления. Объектом исследования является двухслойная преграда, состоящая из защитного покрытия (резина с полыми металлизированными вольфрамом стеклянными микросферами (МС) [1]) и конструкционного материала (органоэластика [2]).

Образовавшаяся в результате действия ИПЭ область повышенного давления [3] порождает волну сжатия, распространяющуюся внутрь преграды, и волну разгрузки, идущую от облучаемой свободной поверхности. В результате, интенсивное объемное энерговыделение приводит к формированию в преграде знакопеременной волны. Численное моделирование ее движения по слоистой преграде производилось в одномерном приближении. Разрушение материала при растяжении описывалось моделью мгновенного откола. Использовалось дифференциальное уравнение состояния пористой среды с учетом зависимостей коэффициента Грюнаизена и скорости звука от пористости [4]

$$dP = \bar{K} \frac{d\rho}{\rho} + \bar{\gamma} \rho dQ,$$

$$\bar{K} = \rho \bar{C}^2, \bar{C} = C_0 \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^{\frac{\psi-1}{2}}, \bar{\gamma} = \gamma_0 \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^{\psi},$$

где C_0 , γ_0 , ρ_0 – скорость звука, коэффициент Грюнаизена и плотность материала покрытия до облучения; ρ – текущая плотность; $\bar{C}$, $\bar{\gamma}$, $\bar{K}$ – эффективные скорость звука, коэффициент Грюнаизена и модуль сжатия материала; ψ – параметр модели.

Результаты расчетов сравнивались с аналитическим решением [5], устанавливающим связь между поверхностной плотностью энергии излучения Q^* , теплофизическими характеристиками материала и максимальным смещением свободной поверхности S_{max} , имеющим в случае мгновенного энерговысвобождения вид

$$S_{max} = \frac{Q^* \gamma_{eff}}{\rho C_l^2},$$

где C_l – продольная скорость звука в материале с плотностью ρ . Полученное при численном моделировании значение смещения тыльной поверхности покрытия при выходе волны сжатия ($S = 1.22 \cdot 10^{-3}$ см), инициируемой

модельным профилем поглощения излучения, близко к аналитическому решению ($S_{max} = 1.23 \cdot 10^{-3}$ см).

Расчетные значения сравнивались также с данными по измерению скорости свободной поверхности с помощью лазерного интерферометра, полученными в экспериментах по облучению образцов ГМ толщиной 1,73 см на электронном ускорителе «Кальмар». Длительность импульса тока на полувысоте тока составляла 40...50 нс, средняя энергия электронов – 300 кэВ. Профиль поглощенной энергии электронного излучения с поверхностной плотностью потока 3,0 Дж/см², осциллограмма скорости движения свободной поверхности и результаты расчета, хорошо описывающие экспериментальные данные [6], представлены на рис.1.

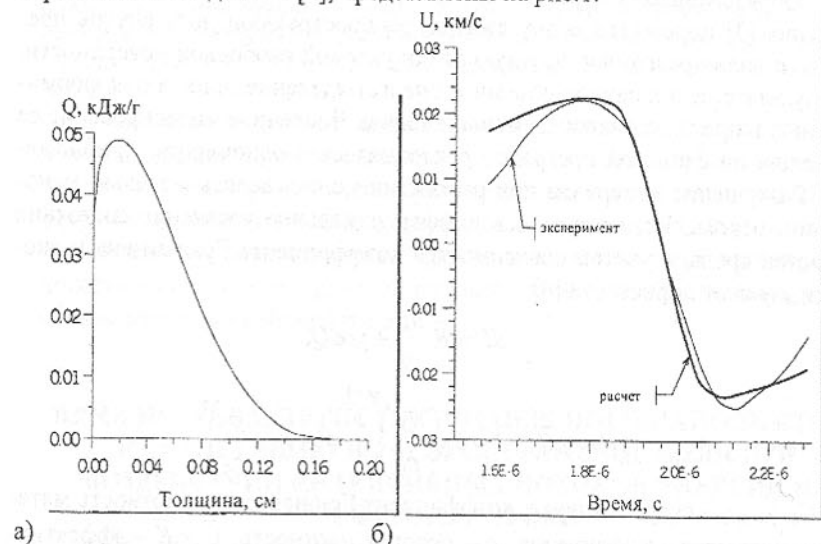


Рис.1. а) – профиль поглощенной в эксперименте энергии электронов; б) – скорость движения тыльной поверхности образца.

Предложенная модель использовалась для исследования формирования и движения волн напряжений в покрытии и слоистой преграде в целом при действии интенсивного потока рентгеновского излучения. Увеличение содержания вольфрама в покрытии приводит к уменьшению размера зоны поглощения, росту максимального значения и градиента поглощенной энергии по толщине. Для оценки эффективности нанесения покрытия проведено моделирование воздействия на незащищенный корпус. Получено, что в нем величина давления примерно в пять раз выше, чем в корпусе с покрытием. При численном моделировании отмечен эффект возрастания (в 1,2...1,5 раза) амплитуды входящих в конструкцию из пористого защитного покрытия волн сжатия и растяжения, вызванный различной акустиче-

ской сжимаемостью материалов, причем этот эффект растет с ростом содержания вольфрама в покрытии. Увеличение амплитуды может быть оценено без проведения дополнительных экспериментальных исследований из анализа ударных адиабат и изоэнтроп разгрузки исследуемых материалов, в том числе при варьировании компонентного состава или содержания отдельных элементов в покрытии (рис.2). Для оценки использована ударная адиабата в виде $D = C_0 + BU$, где ρ_0 – начальная плотность; U – массовая скорость вещества; D – скорость распространения ударной волны; C_0 – объемная скорость звука в материале с плотностью ρ_0 . Последняя степенным образом зависит от пористости [4]

$$C_0 = C_{00} \left(\frac{\rho_0}{\rho_{00}} \right)^{\frac{\psi-1}{2}},$$

где C_{00} – экспериментально определяемая объемная скорость звука в материале с известной плотностью ρ_{00} ; ψ – параметр модели.

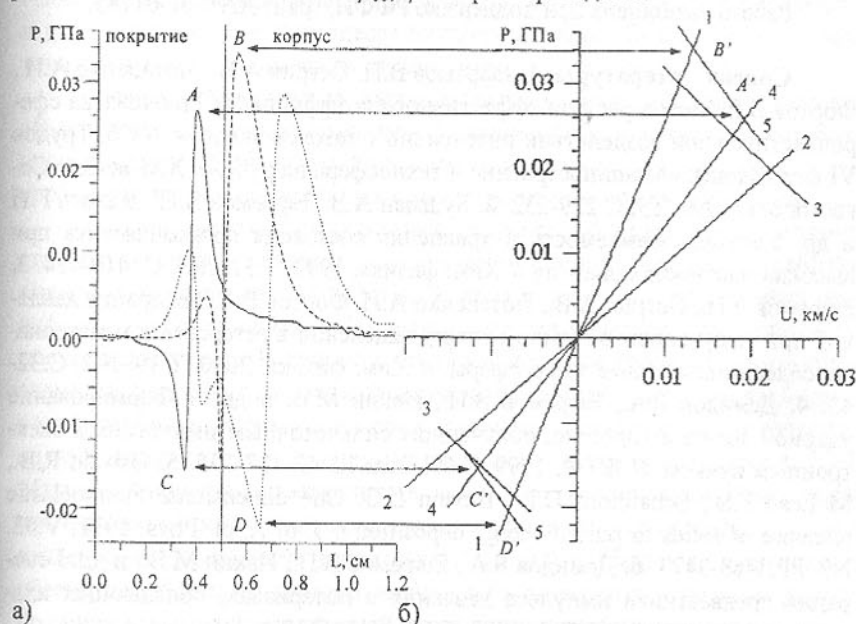


Рис.2. Прохождение волн напряжений через контактную границу. а) – Сплошные линии соответствуют 3.3 мкс от начала облучения, длинные штрихи – 4.5 мкс, короткие – 5.3 мкс. Содержание вольфрама в покрытии 21,5%. б) – ударные адиабаты и изоэнтропы разгрузки исследуемых материалов. (1 – органопластик; 2, 3 – покрытие с 8,8% вольфрама; 4, 5 – покрытие с 21,5% вольфрама).

Таким образом, при известной ударной адиабате исходного ГМ, для инженерных расчетов в диапазоне умеренных (до разрушения микросферического наполнителя) сжатий проектируемого на его основе покрытия можно использовать выражение для давления P во фронте волны ($P = \rho_0 DU$);

$$P = C_{00} U \sqrt{\frac{\rho_0^{\psi+1}}{\rho_{00}^{\psi-1}}} + \rho_0 B U^2.$$

Как видно из рис.2, при вхождении из менее плотной среды в более плотную напряженно-деформированное состояние покрытия (точки «А» и «С» на рис.2а и «А'» и «С'» на рис.2б) создает волны растяжения и сжатия с большей амплитудой в материале преграды (точки «В» и «D» на рис. 2а и «В'» и «D'» на рис.2б).

Предложенная модель может быть использована при проектировании новых защитных покрытий.

Работа выполнена при поддержке РФФИ, грант №99-01-01285.

Список литературы: 1. Ефремов В.П., Острик А.В., Потапенко А.И., Фортон В.Е. Метод расчета эффективного коэффициента Грюнайзена сферопластиков при воздействии интенсивных потоков энергии. // Сб. Трудов VI межд. конф. «Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века». Севастополь. 1999. Т.3, С.229-232. 2. Бушман А.В., Ефремов В.П., Канель Г.И. и др. Ударная сжимаемость и уравнения состояния органопластика при высоких плотностях энергии // Хим. физика. 1992. Т.11. №3. С. 410-414. 3. Ефремов В.П., Острик А.В., Потапенко А.И., Фортон В.Е. Генерация давления при импульсном объемном энерговыделении в гетерогенном материале, содержащем полые микросферы. // Хим. физика. 2000. Т.19. №2. С.32-43. 4. Демидов Б.А., Ефремов В.П., Ивкин М.В. и др. // Формирование ударной волны в аэрогеле, облученном сильноточным импульсным электронным пучком. // ЖТФ. 1999. Т.69. Вып.12. С. 127-135. 5. Oswald R.B., McLean F.B., Schallhorn D.R., Buxton L.D. One dimensional thermoelastic response of solids to pulsed energy deposition // J. of Appl. Phys. 1971. V.42. N9. PP.3463-3473. 6. Демидов Б.А., Ефремов В.П., Ивкин М.В., и др. Генерация предвестника импульса давления в материалах, обладающих кластерной структурой. // ЖТФ. 1997. Т.67. №11. С.19.

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ СТАЛЕЙ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОЙ КАРБОНИТРОЦЕМЕНТАЦИЕЙ

Желанова Л.А. (КурГТУ, г. Курск, Россия)

Complex chemical-thermal treatment research results are given in this work. This treatment includes excessive carburization and the following carbonitriding in an hydrogen plasma of smouldering discharge. As a result of this treatment the wear resistance of presstools is five-twelve times higher at their work in wear and unit pressure conditions on surface of $1,5 \cdot 10^3$ MPa more.

В последние десятилетия в мировой практике интенсивно разрабатывается технология сверхнауглероживания сталей. Существо этой технологии состоит в том, что изделия из сталей, легированных карбидообразующими элементами, преимущественно хромом, науглероживают в среде с высоким углеродным потенциалом до концентрации углерода 3-4% мас. Избыточный углерод связан в глобулярные карбиды, которые образуются в диффузионной зоне в процессе науглероживания. Объемная доля избыточных карбидов на поверхности слоя может составлять 50-80%.

Детали, подвергнутые сверхнауглероживанию, обладают высокой абразивной износостойкостью, неуступающей белому чугуну. Высокая износостойкость обусловлена большим количеством сфероидизированных карбидных частиц, вкрапленных в матрицу, то есть в твердый раствор.

Однако, сверхнауглероженные изделия обладают недостаточной стойкостью, если в процессе эксплуатации удельное давление на рабочую поверхность превышает 1500 МПа. В таких случаях науглероженный слой деформируется. Причина деформации слоя заключается в недостаточной прочности матрицы. В процессе роста избыточных карбидов легирующие элементы переходят из микрообъемов, окружающих растущие карбиды, в состав карбидов. В результате очень стойкие к механическим и тепловым воздействиям карбидные частицы закреплены в твердом растворе, обедненном легирующими элементами и поэтому обладающем пониженной прочностью и износостойкостью, если в процессе эксплуатации удельное давление на поверхность достигает $1,5 \cdot 10^3$ МПа. Нагрев под закалку не обеспечивает полный перевод легирующих элементов в твердый раствор по причине высокой термической устойчивости карбидных частиц.

Можно предположить, что износостойкость карбидосодержащих цементованных слоев в условиях высоких давлений на поверхность может быть значительно повышена за счет увеличения прочности твердого раствора (матрицы), в котором закреплены карбидные частицы. В работе [1] твердый раствор в цементованном слое пытались упрочнить термоциклированием. Однако при этом объемная доля карбидов уменьшилась до 30%

и менее. Это приводило к снижению износостойкости за счёт уменьшения доли карбидов.

В настоящей работе предложено упрочнять твёрдый раствор в карбидосодержащих цементованных слоях безводородной низкотемпературной нитроцементацией, проводимой после цементации. Дополнительная безводородная нитроцементация цементованного слоя, содержащего избыточные карбиды, приводит к упрочнению твёрдого раствора в межкарбидных промежутках за счёт легирования его азотом. Отсутствие водорода в нитроцементующей среде позволяет избежать водородной хрупкости, которая неизбежно возникла бы при наличии водорода. Ввиду большого количества межфазных границ карбид-матрица, которые являются коллекторами для водорода, наводороживание привело бы к снижению прочности за счёт водородного охрупчивания.

Упрочнению по предложенной технологии подвергали образцы из сталей ШХ15 и 40Х13, которые склонны к карбидообразованию в процессе цементации. Цементацию проводили в порошкообразном сажевом карбюризаторе, содержащем углекислый натрий (15% мас.), углекислый барий (15% мас.) и углерод в виде сажи (остальное). Компоненты карбюризатора предварительно прокаливали при 200°C в течение 4-х ч. Науглероживание проводили в герметичном контейнере, в котором размещали стакан с образцами. Давление газовой среды над карбюризатором поддерживали на уровне $1.2 \cdot 10^5$ Па, а температуру 900°C (сталь ШХ15) и 940°C (сталь 40Х13) в течение 12 ч.

Цементованные образцы подвергали металлографическому анализу, который показал, что толщина карбидосодержащей зоны цементованного слоя составляла в среднем 1.2 мм при общей толщине слоя 2.0-2.2 мм. Наиболее крупные карбиды размером 4-6 мкм располагались у поверхности. Объёмная доля карбидов в карбидосодержащей зоне составляла 55-65%. По направлению от поверхности в глубь слоя размер карбидных частиц уменьшался и на глубине 1.2 мм составлял 0.6-1.0 мкм, что находится в пределах разрешающей способности оптического микроскопа.

Цементованные образцы каждой стали делили на три партии. Первую партию закаливали в масло от 810°C (сталь ШХ15) и от 960°C (сталь 40Х13). Образцы из стали ШХ15 отпускали при 200°C, а образцы из стали 40Х13 - при 520°C.

Вторую партию цементованных образцов подвергали нитроцементации в тлеющем разряде по технологии, приведенной в [2,3]. В качестве безводородной нитроцементующей среды использовали газообразные продукты термической диссоциации жёлтой кровяной соли.

Третью партию образцов подвергали азотированию в тлеющем разряде в среде аммиака, то есть в водородосодержащей среде. Образцы вто-

рой партии после нитроцементации и третьей партии после азотирования закаливали и отпускали по приведенным ранее режимам. Затем поверхность образцов механически шлифовали на глубину не более 30 мкм.

Образцы всех трёх партий исследовали на содержание водорода, на ударную вязкость, на распределение твёрдости по глубине слоёв и на износостойкость.

Испытания на изнашивание проводили на машине трения типа МИ-1 при сухом трении по схеме диск-колодка. Колодки изготавливали из серого чугуна. Скорость скольжения 0.6 м/с. Удельное давление в месте контакта трущихся тел составляло 3 МПа. В процессе испытаний образцы охлаждали струёй сжатого воздуха. Износ определяли взвешиванием образцов на аналитических весах с точностью $0.1 \cdot 10^{-6}$ кг через каждые 15 мин трения.

Сравнивали механические свойства цементованных слоёв после дополнительной нитроцементации в безводородной среде и азотирования в среде аммиака (водородосодержащей среде). Сравнительные характеристики, полученные экспериментально, приведены в табл. 1. При дополнительной обработке аммиак подавали в камеру, предварительно пропуская его через нагретую до 700°C никелевую стружку во избежание попадания паров воды в тлеющий разряд. Продукты термической диссоциации ферроцианида калия получали непосредственно в вакуумной камере, нагревая его порошок до 600°C.

Таблица 1 - Влияние насыщающей среды на свойства комплексных слоёв

Свойства комплексных слоёв	Тип насыщающей среды	
	Безводородная	Водородосодержащая
1	2	3
Микротвёрдость, $\times 10^3$ МПа	12.0	11.5
	13.0	12.0
Ударная вязкость, Дж/см ²	63	31
	68	35
Износостойкость поверхности, потеря массы (10^{-6} кг) за 15 мин трения	0.65	1.23
	0.60	1.45
Толщина нитроцементованного слоя, мм	0.45	0.42
	0.41	0.40
Содержание водорода в образцах, % мас.	$66 \cdot 10^{-5}$	$210 \cdot 10^{-5}$
	$60 \cdot 10^{-5}$	$200 \cdot 10^{-5}$

Примечание. 1. Результаты износостойкости относятся к поверхностной зоне толщиной 0.1 - 0.12 мм. 2. В числителе приведены данные для стали ШХ15, в знаменателе - для стали 40Х13.

Как следует из сравнения данных табл. 1, безводородная нитроцементация карбидосодержащих цементованных слоёв обеспечивает более высокий уровень эксплуатационных свойств. Причём уровень свойств согласуется с содержанием водорода после дополнительной обработки.

Сравнивали износостойкость образцов после цементации, после карбонитроцементации и после цементации с последующим азотированием. За критерий приняли относительную износостойкость, то есть отношение потери массы образцов, комплексно обработанных, к потере массы термообработанных образцов (без ХТО). Износостойкость термообработанных образцов приняли за эталон. Результаты исследования относительной износостойкости показали, что цементация обеспечивает повышение износостойкости в 2.4 раза относительно термообработанной стали, а цементация с дополнительной нитроцементацией и последующей термообработкой обеспечивает повышение износостойкости поверхностных слоёв в 4.3 раза на стали 40X13 и 3.8 раза на стали ШХ15.

Цементация с азотированием в среде аммиака и последующей термообработкой обеспечивает повышение износостойкости в 3.2 раза на стали 40X13 и в 2.7 раза на стали ШХ15.

Следует полагать, что водородное охрупчивание слоёв сказывается на износостойкости, то есть микроскопические коллекторы водорода окружены микротрещинами, которые способствуют хрупкому разрушению при трении. Предложенную технологию науглероживания с нитроцементацией использовали для поверхностного упрочнения штампов из стали ШХ15, которые применяют при холодной штамповке шариков. Удельное давление на поверхность штампа при ударной штамповке достигает $1.50 \cdot 10^3$ МПа.

Штампы цементовали в сажевом карбюризаторе с получением карбидосодержащего цементованного слоя толщиной 2 мм. Затем штампы подвергали нитроцементации в безводородной плазме тлеющего разряда [2,3] при 650°C в течение 8 ч. Толщина нитроцементованной зоны в составе слоя достигала 0.45 мм. Содержание азота в поверхностном слое толщиной 0.1 мм составляло 3.6-4.2% мас. Среднее содержание углерода в пределах этого же слоя составляло 5.2-5.7% мас.

Штампы закаливали от 810°C в масло и выдерживали изотермически в растворе щёлочи при 320°C .

Для получения сравнительных данных вторую партию штампов упрочняли глубинной закалкой, то есть по технологии принятой в инструментальном цехе ГПЗ-20 (в данное время АО "20-ый подшипниковый завод", г. Курск).

Испытывали штампы в условиях АО "20-ый подшипниковый завод" на участке штамповки шариков в обычной технологической схеме. Сравнительные данные приведены в табл. 2.

Таблица 2 - Сравнительные данные испытания штампов

Технология поверхностного упрочнения	Количество штамповок до выхода из строя	Причина выхода из строя штампов
Предложенная цементация с последующей нитроцементацией	$9.21 \cdot 10^4$	Износ лунок, приводящий к овальности шариков
Глубинная закалка (серийные штампы)	$7.23 \cdot 10^3$	Износ выше допустимого

Таким образом, упрочнение предложенным методом позволяет повысить стойкость штампов в 12.5 раза в сравнении с принятой на АО "20-ый подшипниковый завод" технологией упрочнения.

Список литературы: 1. Способ цементации стали: Заявка 59-53630 Япония, МКИ³ С 21 Д 9/32, С 22 С 38/58. 2. Земский С.В., Шумаков А.И., Желанова Л.А. Поверхностное упрочнение инструмента карбоазотированием в тлеющем разряде // Вестник машиностроения. - 1987. - №10. - С.40-41. 3. Желанова Л.А., Земский С.В., Шумаков А.И., Щербединский Г.В. Поведение водорода в быстрорежущих сталях при обработке в тлеющем разряде // Металловедение и термическая обработка металлов. - 1994. - №9. - С. 6-8.

СИСТЕМА КЕРУВАННЯ БАГАТОКОРПУСНИМИ ВИПАРНИМИ УСТАНОВКАМИ

Жученко А.І. (НТУУ "КПІ", г. Київ, Україна)

The optimal control system by multiple effect evaporators is offered. It is presented as a hierarchy structure, which consists of three levels – strategic, tactical and operating. Each lower level slaves upper and solves an independent problem. The mathematical formulation of problems, which solve at each hierarchy's level of the control system is adduced.

Багатокорпусні випарні установки (БВУ) використовуються у багатьох галузях промисловості - хімічній, металургійній, харчовій, целюлозно-паперовій, при знешкодженні промислових стічних вод, для опріснювання морської води та інше. Враховуючи, що БВУ - енергомісткі об'єкти

керування, створення ефективної системи керування ними, яка б забезпечила функціонування БВУ в оптимальному режимі є актуальною задачею.

На етапі проектування БВУ розв'язати повністю цю задачу неможливо. Причиною цього є, перш за все, існування низько- та високочастотних збурень, діючих на об'єкт керування у процесі його експлуатації. Робота БВУ характеризується десятками технологічних параметрів, багато з них не можливо виміряти з достатньою точністю. Це призводить до того, що БВУ, як правило, працює у режимі, який рідко співпадає з розрахунком на етапі проектування.

Суттєвий вплив на роботу БВУ має також процес накопчування, що протікає на теплообмінних поверхнях випарних апаратів. Цей процес призводить до того, що БВУ фактично весь час працює у нестаціонарному режимі. На рис.1 показані графіки зміни продуктивності БВУ на протязі 3-х циклів її роботи. З цих графіків видно, що продуктивність БВУ на протязі циклу її роботи невпинно зменшується, що пояснюється накопчуванням. Причому закон накопчування, який залежить від багатьох технологічних параметрів БВУ, не повторюється ні в жодному з циклів роботи. Отже, процес випарювання у БВУ є нестаціонарним. Нестационарність цього процесу, що виражається у монотонному зниженні продуктивності БВУ на протязі одного циклу її роботи (ділянки a-b, c-d, e-f на рис.1) будемо умовно називати нестаціонарністю 1-го роду.

Зниження продуктивності БВУ продовжується до того моменту, коли функціонування установки у такому режимі стає недоцільним або взагалі неможливим. БВУ зупиняється для проведення чистки та промивки

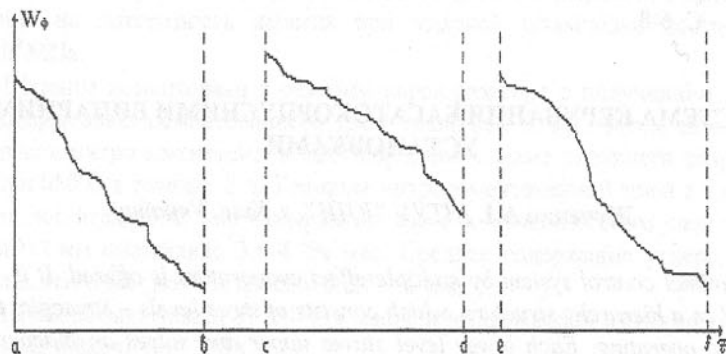


Рис.1.Зміна продуктивності БВУ з часом на різних циклах її роботи (ділянки b-c, d-e на рис.1). Після проведення профілактичних робіт БВУ знову включається у роботу. Таким чином, процес випарювання у БВУ має циклічний характер, причому закон зміни продуктивності БВУ на поточному циклі роботи відрізняється як від попередніх циклів, так і від наступних, тому що продуктивність БВУ визначається не тільки станом теплооб-

мінних поверхонь, але й технологічним режимом установок. У зв'язку з тим, що закон зміни технологічного режиму БВУ у часі практично ніколи не повторюється, то ніколи не повторюється і закон зміни у часі продуктивності установки, тобто черговий цикл роботи БВУ ні в чому не повторює попередні цикли. В цьому сенсі процес випарювання у БВУ також є нестаціонарним. Нестационарність такого роду будемо називати нестаціонарністю 2-го роду.

Розглянуті особливості нестаціонарності процесів у БВУ 1-го та 2-го роду викликають необхідність побудови системи керування багатокорпусними випарними установками, у вигляді ієрархічної структури, що складається з 3-х рівнів - стратегічного, тактичного та оперативного.

На стратегічному рівні вирішуються задачі оптимального керування БВУ з урахуванням нестаціонарності 2-го роду, тобто задачі оптимізації циклічності роботи установки.

Цикл роботи БВУ складається з робочого періоду T_p та періоду чищення T_c [1,2]. Час чищення та промивання T_c можна вважати сталим для будь-якого циклу роботи БВУ, а оптимальна тривалість робочого періоду T_p змінюється від циклу до циклу, що спричинено відмінностями у законі зміни продуктивності кожного циклу. Отже, оптимальність циклу роботи БВУ досягається правильним вибором моменту її зупинки на чищення та промивання.

Таким чином, задача оптимального керування БВУ на стратегічному рівні ієрархії формулюється так: визначити оптимальний момент зупинки БВУ для проведення профілактичних робіт. При цьому деякий техніко-економічний показник, вибраний як критерій оптимальності, повинен досягати свого екстремального значення. Щоб розв'язати поставлену задачу, необхідно сформулювати критерій оптимальності.

Як критерій оптимальності на стратегічному рівні системи керування БВУ можуть бути використані такі інтегральні показники [1,3]: продуктивність установки $\bar{W}_0$, собівартість випарювання $\bar{C}$, собівартість готової продукції $\bar{C}_n$, прибуток виробництва $\bar{\Pi}$.

БВУ, як правило, є проміжною ланкою у загальній технологічній схемі виробництва. Крім того, у більшості виробництв БВУ є «вузьким місцем», що стримує збільшення об'єму випуску готової продукції. Отже, розглядаючи деякий досить значний часовий інтервал, можна стверджувати, що оптимальним на стратегічному рівні буде таке керування БВУ, яке забезпечує її максимальну інтегральну продуктивність, незважаючи на можливе при цьому збільшення енергетичних витрат. Це, як правило, виправдовується за рахунок покращення економічних показників усього виробництва в цілому.

В зв'язку з цим за критерій оптимальності керування БВУ на стратегічному рівні доцільно прийняти вираз :

$$\bar{W}_0 = \frac{1}{T_p + T_v} \cdot \int_0^{T_p} W_0(\tau) \cdot d\tau, \quad (1)$$

де $W_0(\tau)$ - поточна продуктивність БВУ за випареною водою.

У цьому випадку задачею керування БВУ є визначення такого T_p , яке максимізує середньоциклічну продуктивність (1).

Задачею тактичного рівня керування БВУ є проектування оптимального технологічного режиму з урахуванням нестационарності процесу випарювання 1-го роду, а також діючих детермінованих та стохастичних збурень. Ця задача вирішується на основі статичної моделі БВУ з критерієм оптимальності економічної природи [4]. Як критерії оптимальності тут можуть бути застосовані [2] питомі показники прибутку виробництва упареного розчину, його собівартості та собівартості процесу випарювання.

БВУ є енергоємним об'єктом керування, що споживає велику кількість свіжої водяної пари, електроенергії, води. Отже, вартість затрат, потрібних для ведення процесу випарювання, має найбільшу питому вагу у загальній собівартості готового продукту, а також може мати вирішальний вклад у прибутку виробництва в цілому. Тому найбільшу перспективу має використання як критерій оптимальності тактичного рівня керування БВУ змінної складової питомої собівартості випарювання:

$$C = \frac{a_1 D_0 + a_2 D_e}{W_0}, \quad (2)$$

де D_0, D_e - витрати відповідно гріючої пари та охолоджуючої води за одиницю часу;

a_1, a_2 - вартість одиниці витрати пари та води.

При математичному формулюванні задачі оптимального керування БВУ тактичного рівня треба не забувати про обмеження, які потрібно при цьому враховувати. Перш за все, мова йде про обмеження на управління u_i ($i=1,2,...,m$; m - кількість управлінь БВУ), які обумовлюються енергетичними можливостями установки та технологічними потребами. Крім того, при упарюванні різних розчинів певні вимоги пред'являються до якості кінцевого продукту. Показником його якості, як правило, виступає концентрація абсолютно сухих речовин в упареному розчині. Вимога сталості кінцевої концентрації упареного продукту обумовлюється двома причинами. По-перше, перевищення заданої кінцевої концентрації погіршує умови випарювання в останньому корпусі БВУ, а зменшення концентрації нижче за потрібну приводить до зниження ефективності роботи БВУ. По-друге,

будь-які зміни концентрації упареного розчину є збуреннями для подальших стадій виробництва, що ускладнює задачу керування ними.

Таким чином, задача оптимального керування БВУ тактичного рівня математично представляє собою задачу нелінійного програмування:

$$C \rightarrow \min,$$

$$u_i^{\min} \leq u_i \leq u_i^{\max}$$

$$b_K = \text{const}$$

де $u_i^{\min}, u_i^{\max}$ - відповідно мінімально та максимально допустиме значення i -го управління;

b_K - концентрація упареного розчину.

На оперативному рівні керування БВУ вирішуються задачі стабілізації оптимального технологічного режиму, розрахованого попередньо на тактичному рівні. Перехід до нового технологічного режиму здійснюється за оптимальною траєкторією. При цьому використовується квадратичний критерій якості [4]:

$$I = \int_0^{T_H} [\Delta x^T(\tau) \cdot Q \cdot \Delta x(\tau) + \Delta u^T(\tau) \cdot R \cdot \Delta u(\tau)] d\tau \quad (4)$$

де $\Delta x(\tau), \Delta u(\tau)$ - вектори відхилень змінних стану та управлінь від заданих значень;

Q, R - додатньо визначені матриці, як правило, діагонального вигляду.

Збурення на цьому рівні мають в основному стохастичний характер і змінюються із значною частотою.

Для розв'язку задач тактичного та оперативного рівнів треба мати відповідні математичні описи процесів у БВУ.

Таким чином, запропонована система оптимального керування багатокорпусними випарними установками має ієрархічну структуру, що складається з трьох рівнів - стратегічного, тактичного та оперативного. Кожний нижній рівень ієрархії підпорядкований відповідному верхньому і вирішує свою самостійну задачу керування.

Список літератури: 1. Либсман И. Г. Автоматизация и оптимизация вакуум-выпарных установок. - М.: Машиностроение, 1972. - 229 с. 2. Таубман Е. И. Расчёт и моделирование выпарных установок. - М.: Химия, 1970. - 216 с. 3. Кваско М. З., Жученко А. И. Алгоритм оптимального управления цикличностью работы многокорпусной выпарной установки. - В кн.: Химическое машиностроение, вып. 30. - К.: Техника, 1979. - с. 66-69. 4. Згуровский М. З. Интегрированные системы оптимального управления и проектирования. - К.: Высшая школа, 1990. - 351 с.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МНОГОФАКТОРНОГО РЕГРЕССИОННОГО АНАЛИЗА ДЛЯ РАСЧЕТА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ УЛЬТРАФИЛЬТРАЦИОННЫХ УСТАНОВОК

Заремба П.А. (ДонГУЭТ, г. Донецк, Украина)

This work presents the results on usage of multifactorable regression analysis for experimental data processing and calculation of technological parameters in membrane ultrafiltration units.

Анализ различных моделей процесса ультрафильтрации показал, что теоретическое описание процесса ультрафильтрации высокомолекулярных соединений является сложной многофакторной задачей и для конкретных условий его реализации требует проведения экспериментальных исследований.

Можно выделить основные факторы, влияющие на скорость процесса ультрафильтрации: рабочее давление в ультрафильтрационном модуле, концентрация растворенных веществ в исходном растворе, температура раствора, гидродинамическая обстановка в ультрафильтрационном модуле, продолжительность процесса.

Проведены эксперименты по мембранному концентрированию бульона от варки субпродуктов на исследовательской ультрафильтрационной установке в тупиковом режиме (без перемешивания) и в режиме с перемешиванием вибрационным турбулизатором, выполненном в виде вибрирующей перфорированной пластины. При колебании пластины поочередно то с одной, то с другой стороны ее создаются прерывистые потоки жидкости, берущие свое начало в живом сечении ультрафильтрационного модуля возле пластины и направленные внутрь обрабатываемого продукта. Следуя один за другим с интервалом в половину периода, эти потоки - импульсы создают с каждой стороны пластины пульсирующие потоки жидкости постоянного направления.

В соответствии с планом проведения экспериментальных исследований по методу Зейделя-Гаусса [1] выполнены эксперименты по концентрированию бульона от варки субпродуктов при различных значениях давления в модуле P , температуры обрабатываемого продукта T , концентрации сухих веществ $C_{св}$, скорости пульсирующих потоков U и продолжительности процесса τ .

Уровни исследуемых факторов определялись технологическими требованиями производства бульонов, физико-химическими параметрами конечного продукта и условием сохранения рабочих параметров мембраны в процессе концентрирования.

По результатам трех опытов рассчитывались средние значения показателей проницаемости мембраны.

Используя полученные значения проницаемости мембраны, был выполнен подбор функций, аппроксимирующих полученные данные. Рассчитана средняя ошибка аппроксимации, остаточное среднеквадратичное отклонение, найден коэффициент детерминации, F -статистика и $F_{кр}$ при уровне значимости 0,95. Для расчета вышеперечисленных величин был использован пакет электронных таблиц «Excel 97».

Для обобщения частных зависимостей использовалась многофакторная функция Протодяконова, опыт применения которой для обработки результатов химических исследований дает вполне адекватные результаты [2]. Следует отметить важное преимущество формулы Протодяконова по сравнению с уравнениями регрессии, получаемыми по методу многофакторного планирования для описания процессов химического превращения. В уравнении Протодяконова частные зависимости объединяются как произведение, а в уравнении регрессии как сумма. Следовательно, при нулевом значении любого из факторов в первом случае обобщенная функция превращается в ноль, а во втором сохраняет некоторое значение благодаря ненулевым характеристикам других факторов, что приводит к абсурду в условиях реального эксперимента. Очень важно и то, что обобщенную функцию в уравнении Протодяконова можно ограничить и сверху (например, не допускать выхода продукта более 100%), чего нельзя сделать в уравнении регрессии. Поэтому выбор формулы Протодяконова для обобщения частных зависимостей можно считать достаточно корректным и обоснованным:

$$Y_n = \frac{\prod_{i=1}^s y_i}{y_{cp}^{s-1}}, \quad (1)$$

где y_i - частные функции, найденные с помощью метода наименьших квадратов; s - число частных функций (факторов); y_{cp} - общее среднее значение всех учитываемых результатов эксперимента.

Математической обработкой полученных результатов с использованием формулы Протодяконова получены эмпирические уравнения для расчета проницаемости мембраны типа УПМ-П при мембранном концентрировании бульона в следующем виде:

а) в тупиковом режиме:

$$G = (-0,5144C_{св} + 23,0157) \cdot (-7,6607P^2 + 6,796P + 1,679)T^{0,659}\tau^{-0,4088} \quad (2)$$

при $60^\circ \leq T \leq 90^\circ \text{C}$; $1,0\% \leq C_{св} \leq 24\%$; $0,1 \leq P \leq 0,5 \text{ МПа}$; $300 \leq \tau \leq 7000 \text{ с}$;

Для полученной зависимости (2): $R^2 = 0,9676$; $\bar{k} = 2,472$; $R_k = 0,9836$; $F = 179,22$; табличное значение $F_{кр} = 2,78$, т.к. $F > F_{кр}$ - то коэффициент детерминации R^2 статистически значим, надежен.

б) в режиме с перемешиванием вибрирующим диском:

$$G = (-17,827P^2 + 13,7346P + 4,3773) \cdot (0,0037C_{ce}^2 - 0,1805C_{ce} + 8,3592) \times \\ \times (1,6496U^2 + 4,511U + 3,938) \cdot T^{0,2869} (-0,000563 \ln \tau + 0,0109) \quad (3)$$

при $60^\circ \leq T \leq 90^\circ C$; $0\% \leq C_{ce} \leq 24\%$; $0,1 \leq P \leq 0,5 MPa$; $300 \leq \tau \leq 7000 c$; $0,0 m/c \leq U \leq 2,0 m/c$;

Для полученной зависимости (3) имеем: коэффициент детерминации $R^2 = 0,954$, что означает 95,4% вариации объясненной дисперсии; средняя ошибка аппроксимации $\bar{k} = 1,51\%$, это меньше, чем 5%, что говорит об адекватности полученной модели; F - статистика для данной модели такова $F = 138,89$, табличное значение $F_{кр} = 2,78$, т.к. $F > F_{кр}$ - то коэффициент детерминации R^2 статистически значим, уравнение (3) значимо, ему можно доверять.

На проницаемость мембраны при постоянном давлении P и температуре T оказывают основное влияние следующие факторы: концентрация сухих веществ C_{ce} , скорость пульсирующих потоков обрабатываемой жидкости U и продолжительность процесса τ .

Была составлена таблица влияющих факторов и план двухуровневого полнофакторного эксперимента (ПФЭ-2) с использованием данных, полученных в ходе эксперимента.

Найдем зависимость проницаемости полупроницаемой мембраны от концентрации сухих веществ, скорости пульсирующих потоков и продолжительности процесса $G = f(C_{ce}, U, \tau)$ при постоянных давлении $P = const$ и температуре $T = const$ в следующем виде:

$$G = Ae^{n_1 C_{ce}} \cdot U^{n_2} \cdot e^{n_3 \tau} \quad (3)$$

или прологарифмировав (3), и введя обозначения $Y = \ln G$, $X_1 = C_{ce}$, $X_2 = \ln U$, $X_3 = \tau$, $b_0 = \ln A$, $b_1 = n_1$, $b_2 = n_2$, $b_3 = n_3$ имеем:

$$Y = b_0 + b_1 X_1 + b_2 X_2 + b_3 X_3. \quad (4)$$

Была построена модель (4) на основе метода пошаговой регрессии, который заключается в следующем: в уравнение включаются переменные до тех пор, пока уравнение не станет удовлетворительным [3].

Оценки параметров регрессии по результатам выборочных наблюдений над переменными, включенными в анализ, были найдены с помощью метода наименьших квадратов. Для оценки точности полученной регрес-

сионной модели использовали среднюю относительную ошибку аппроксимации.

Проверку значимости модели регрессии проводили с использованием F - критерия Фишера. Значимость коэффициентов регрессии b_k оценивали по t -статистике Стьюдента путем проверки гипотезы о равенстве нулю k -го коэффициента регрессии. Затем определяли доверительный интервал.

Все дальнейшие вычисления были произведены с использованием пакета прикладных программ Excel 97.

По результатам вычислений была составлена таблица хода пошаговой регрессии:

Таблица 1 - Таблица хода пошаговой регрессии

b_0	t	b_1	t	b_2	t	b_3	t	$t_{кр}$	R^2	F	$F_{кр}$
1,16	8,15			1,24	4,04			2,447	0,731	16,29	5,99
1,63	10,08	-0,04	-3,45	1,25	6,77			2,571	0,9204	28,9	5,79
1,754	30,47	-0,043	-10,3	1,247	20,2	-0,000063	-6,36	2,776	0,987	184,8	5,41

В результате уравнение (3) можно записать в виде:

$$G = 5,778e^{-0,043C_{ce}} U^{1,247} e^{-0,000063\tau} \quad (5)$$

Полученные эмпирические зависимости могут быть использованы при расчете ультрафильтрационных установок методом, основанном на эмпирических корреляциях [4].

Список литературы: 1. Грачев Ю.П. Математические методы планирования экспериментов. - М.: Пищевая промышленность, 1979. - 200 с. 2. Математическое планирование металлургического и химического эксперимента. Малышев В.П. - Алма-Ата: Наука «КазССР, 1977. - 37 с. 3. Экономико-математические методы и прикладные модели: Учебн. Пособие для вузов / В.В. Федосеев, А.Н. Гармаш, Дайитбеков и др.; Под ред. В.В.Федосеева. - М.:ЮНИТИ, 1999. - 391 с., 4. Дытнерский Ю.И. Баромембранные процессы. - М.:Химия, 1986, -271с.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ МАТЕРИАЛА И ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ИНСТРУМЕНТА НА ЕГО СТОЙКОСТЬ ПРИ ТЕРМОФРИКЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ СТАЛЕЙ

Зарубицкий Е.У., Покинтелица Н.И., Кривобоков В.А.
(ВУГУ, г. Луганск, Украина)

The progressive, high-performance way thermofriction of handling of metals by cutting by the rotating round instrument - cutting disk is submitted. The results of researches of influence of a material and geometrical parameters of the instrument on his wear and sresistance are reduced at handling steels.

Термофрикционная обработка материалов режущими дисками в машиностроении известна [1, 2]. Применение этого метода позволяет значительно сократить расход дорогостоящих инструментальных сталей и сплавов при обработке металлов резанием. Высокая износостойкость инструмента и простота его конструкции уменьшает число переналадок оборудования во время работы, а также делает возможным его использование на существующих металлорежущих станках без каких-либо конструктивных изменений, что позволяет применять способ термофрикционного резания во всех отраслях машиностроительного производства и ремонта технологического оборудования.

Режущий диск для обработки плоскостей представляет собой круг диаметром 400...500 мм, толщиной 40...60 мм (рис. 1). Передняя поверхность режущего диска - это поверхность его периферии. Задняя поверхность - это коническая поверхность его нижнего торца. Диск крепится к шпинделю вертикально-фрезерного станка нормализованным местом по типу торцовых фрез. В качестве материала для изготовления режущих дисков наибольшее распространение получили стали марок 65, 65Г, 50. Известно применение для изготовления дисков сталей, легированных молибденом, вольфрамом и титаном. Однако заметного увеличения стойкости это не дало, и такие конструкции дисков распространения не получили.

Работоспособность дисков для термофрикционного резания металлов определяется их долговечностью и стойкостью. Долговечность дисков можно рассматривать как результат взаимодействия двух групп факторов. Первая группа определяет величину и характер приложения внешних нагрузок от сил резания. Напряжения, создаваемые этими силами, суммируются с напряжениями от инерционных массовых сил и полем тепловых напряжений, возникающих в диске вследствие перепада температуры по радиусу от периферии к центру диска. Вторая группа факторов обуславливает собственно несущую способность дисков, определяемую конструкци-

ей режущей части, способом и точностью изготовления, свойствами материала диска и термообработкой, качеством подготовки к работе.

Изменение размеров и формы диска в результате эксплуатации, при которых дальнейшая работа становится или малоэффективной или небезопасной, определяет его стойкость. На стойкость дисков влияют температура, физико-механические свойства, материал и качество изготовления, жесткость крепления диска и обрабатываемой заготовки, величина торцового биения диска и режимы резания. Стойкость зависит также от величины фактически действующих на диск при работе усилий и несущей способности диска, что связано с выбором материала, термической обработкой и его конструкцией.

Необходимо отметить, что диски для термофрикционного резания, обладая положительными качествами круглого инструмента, имеют высокую стойкость в сравнении с обычным лезвийным инструментом, ибо они имеют сравнительно большой диаметр, а участок режущей кромки, находящийся в непосредственном контакте с обрабатываемой поверхностью, постоянно обновляется. Кроме того, при вращении диска создается поток воздуха, охлаждающий его в процессе работы.

Определенное влияние на стойкость диска оказывают геометрические параметры его режущей части. От величины заднего угла зависит стойкость инструмента, величина составляющих силы резания, качество обработанной поверхности. При его увеличении от нулевого значения уменьшается работа трения диска и заготовки, что приводит к снижению мощности тепловыделения и повышению стойкости инструмента. Однако чрезмерное увеличение заднего угла приводит к уменьшению угла заострения, что создает неблагоприятные условия теплоотвода из режущей части диска, повышает температуру и интенсифицирует рост радиуса округления режущего лезвия. Это, в свою очередь, увеличивает составляющие силы резания и ухудшает показатели качества обработанной поверхности. В результате проведенных исследований установлено, что при обработке конструкционных сталей оптимальная величина заднего угла α составляет 5...12°. Величина переднего угла γ определяет работу деформации при образовании стружки, трение по передней поверхности диска и прочность его режущей части. В результате проведенных экспериментальных исследований установлено, что при $\gamma = 0^\circ$ от трения снимаемого слоя о переднюю поверхность режущего диска зона стружкообразования нагревается до температуры, при которой происходит снижение механических свойств и повышение пластичности металла, а также создаются благоприятные условия для осуществления процесса резания. При положительном значении переднего угла в начальный момент процесса, из-за малой длины контакта передней поверхности режущего диска и снимаемого слоя, тепловыделе-

ние от трения мало, в зоне резания не создается температура, необходимая для снижения механических свойств металла, повышения его пластичности и превращения в стружку, в результате чего происходит заклинивание диска [3].

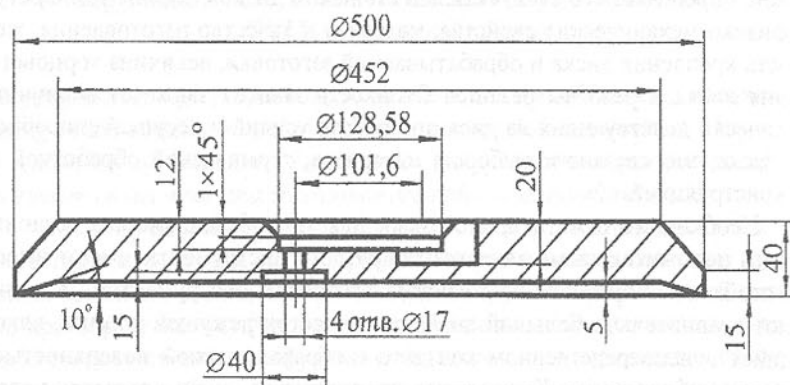


Рис. 1. Режущий диск

При обработке конструкционных материалов дисками из сталей 50 и 65Г наблюдались два вида износа: увеличение радиуса округления кольцевого режущего лезвия и схватывание (налипание) передней поверхности инструмента с частицами обрабатываемого материала.

На процесс возникновения и развития явления схватывания влияют следующие факторы: скорость скольжения диска по деформируемому металлу, давление металла заготовки на диск, вибрации, температура, условия теплоотвода, свойства металлов, составляющих контактную пару. Схватывание, в основном, является процессом образования металлических связей между сопряженными поверхностями металлов за счет сваривания трущихся пар по микронеровностям с последующим вырывом или микросрезом по сваренным участкам. Если механические свойства и температура плавления обрабатываемого материала значительно ниже соответствующих параметров материала диска, то процесс изнашивания происходит путем налипания оплавленных частиц обрабатываемого материала. Если температура поверхностей трения окажется близкой к температуре плавления трущихся тел, то в зоне контакта возникнут интенсивные пластические деформации, которые вызовут образование локальных очагов оплавления передней поверхности режущего диска.

Исследование стойкости дисков проводилось с целью определения основных закономерностей развития износа в зависимости от времени работы. Критерием износа дисков для термофрикционной обработки плоско-

стей является изменение радиуса вершины режущего клина, который в процессе работы увеличивается от минимального, равного 0,2 мм, до максимального, равного 0,5 мм. Схема, по которой происходит износ дисков, зависит от размера срезаемого припуска.

При снятии малых припусков (до 1 мм) диск изнашивается по вершине режущего лезвия. При этом наблюдается формоизменение режущей части диска, которое заключается в искривлении задней поверхности, уменьшении величины заднего угла и увеличении радиуса вершины режущего клина. Явление формоизменения режущего клина при снятии малых припусков объясняется сравнительно небольшой площадью касания инструмента и заготовки, что уменьшает отвод теплоты в тело заготовки и инструмента из зоны резания.

При снятии больших припусков (более 2 мм) диск изнашивается одновременно по вершине режущего клина с увеличением радиуса вершины, и по периферии диска, с уменьшением радиуса вершины. Таким образом, при снятии больших припусков также наблюдается постепенное увеличение радиуса, тем не менее, этот процесс происходит на протяжении более продолжительного периода времени.

На рис. 2 приведено изменение радиуса вершины режущего клина диска во времени при обработке заготовок из различных сталей.

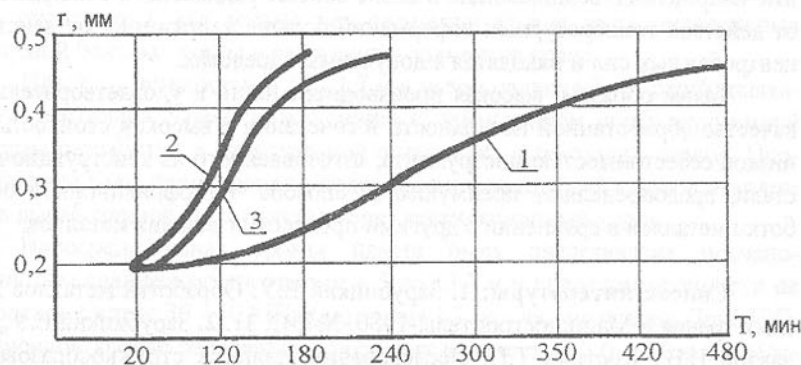


Рис. 2. Изменение радиуса вершины режущего клина диска: 1 – сталь 45; 2 – сталь ХН70ВМТЮ; 3 – сталь 12Х13

В начальный период работы диска наблюдается увеличение радиуса вершины режущего клина r от 0,2 до 0,4 мм, затем наступает период, когда значительного изменения величины радиуса не наблюдается.

Допустимый износ инструмента по радиусу округления режущего лезвия, при котором необходима его правка, принимается в пределах 0,4...0,5 мм. Это объясняется тем, что при резании с большим радиусом наблюдается снижение показателей качества поверхности (повышение шеро-

ховатости, затягивание срезаемого слоя на обрабатываемую поверхность), появление вибраций, увеличение составляющих силы резания и расхода мощности.

При правильном назначении режимов резания и выборе материалов контактирующей пары трения режущий диск - заготовка, как показали результаты экспериментов, диск может сохранять режущие свойства без переточки при обработке заготовок из сталей 45, 12Х13 и ХН70ВМТЮ соответственно до 900, 240 и 70 мин.

Напряженное состояние и стойкость металлических дисков, определяющие производительность термофрикционной обработки, зависят от конструктивных и технологических факторов: внешнего диаметра и размера посадочного места, толщины, формы рабочей части, материала, термообработки и размерной точности изготовления диска.

Поле напряжений, возникающих в теле металлического диска, является результатом наложения полей напряжений от сил резания, инерционных и температурных напряжений [4].

Суммарные напряжения определяются как сумма тангенциальных и касательных напряжений, определенных для конкретной точки диска. Как показали результаты исследований и проведенные расчеты, тангенциальные напряжения, возникающие в диске больше радиальных, а напряжения от действия температурных деформаций больше напряжений от действия центробежных сил и находятся в допустимых пределах.

Таким образом, высокая производительность и удовлетворительное качество обработанной поверхности в сочетании с высокой стойкостью и низкой себестоимостью инструмента, изготовленного из конструкционной стали, определяют преимущества способа термофрикционной обработки металлов в сравнении с другими процессами резания металлов.

Список литературы: 1. Зарубицкий Е.У. Обработка металлов дисками трения // Машиностроитель.-1980.-№7.-С. 31. 2. Зарубицкий Е.У., Талантов Н.В., Костина Т.П. Исследование процесса стружкообразования при обработке металлов диском трения // Вестник машиностроения.-1981.-№9.-С. 57-58. 3. Покинтелица Н.И. Применение высокоскоростного трения в резании металла.-К.: ВИПОЛ, 1993.-156 с. 4. Покинтелица Н.И., Зарубицкий Е.У., Плахотник В.А., Кривобоков В.А. Остаточное напряжение в поверхностном слое при термофрикционном резании // Прогрессивная техника и технология машиностроения, приборостроения и сварочного производства.- Киев: КПИ, 1998.-С.80-83.

О ПОВЫШЕНИИ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПОДДЕРЖАНИЯ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ ВЫРАБОТОК ПРИМЕНЕНИЕМ НЕТРАДИЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ КРЕПЛЕНИЯ

Захаров В.С., Мозолев А.А.

(ГОО шахта «Южнодонецкая №3», г. Угледар, Украина)

On the subject of maintenance efficiency increase of the preparatory mine-working using non traditional support-technologies

С ростом глубины угледобычи интенсификация вредных проявлений горного давления во многом определяется несоответствием применяемых силовых способов противодействия давлению толщ пород изменившимся с глубиной условиям реализации потенциальной энергии подработанного массива в окрестности выемочных выработок.

В результате анализа горно-геологических условий работы очистных забоев шахты «Южнодонецкая» для проведения исследований был выбран вентиляционный ходок 4-й восточной лавы пласта с₁₁, который был проведен вприсечку к транспортному ходку 3-й восточной лавы с оставлением ленточного угольного целика шириной 3,0 - 4,0 м (рис.2.2). Общее состояние выработки, поддерживаемой вслед за лавой для ее проветривания, оценивалось как весьма неудовлетворительное из-за интенсивных смещений боковых пород и разрушения элементов крепи.

Пласт с₁₁ мощностью 1,55 - 1,7 м и углом падения 7 - 9° отрабатывался 4-й восточной лавой по восстанию с применением комбинированной системы разработки и диагональной подготовки выемочного столба. Проветривание лавы прямоточное с подсыжением исходящей струи и отводом ее на выработанное пространство через вентиляционный ходок.

Непосредственная кровля пласта была представлена песчано-глинистым сланцем мощностью от 4,5 до 13,7 м и пределом прочности на одноосное сжатие 30 - 40 МПа (категория БЗ по классификации ДонУГИ). В основной кровле располагался песчаник мощностью 3,0 - 6,0 м с пределом прочности 50-70 МПа (А2).

В непосредственной почве пласта с₁₁ залегал песчано-глинистый сланец мощностью 1,6 - 2,0 м и пределом прочности 20 - 40 МПа (П2), ниже которого располагался обводненный пропласток угля с₁₁ мощностью 0,2 м. Основная почва была представлена песчаником мощностью 2,0 - 3,5 м с пределом прочности 40 - 50 МПа.

В зоне влияния очистного забоя наблюдалось интенсивное деформирование боковых пород, причем перед лавой преобладало пучение пород почвы, достигающее 1,0 - 1,6 м, а за лавой, наряду с интенсивным пучением почвы (1,5 - 1,8 м), смещение пород кровли достигало 1,5 - 2,0 м.

Очистной забой 4-й восточной лавы был оснащен механизированным комплексом ЗМКД-90. Длина лавы составляла 200 м. Общая длина выемочного поля составляла 1300 м.

По бровкам очистного забоя отбойным молотком вынимались две ниши длиной по 4 м каждая. Ниши крепились гидравлическими стойками ИСУГ-30, устанавливаемые через 0,8 м под 4 металлические прогоны из спецпрофиля СВП-22 длиной по 5,5 м каждый. Прогонны устанавливались под деревянные брусья длиной по 3,8 м, которые располагались через 0,8 м перпендикулярно прогонам. Вслед за секциями механизированной крепи с двух сторон лавы пробивалась органная крепь плотностью 5 стоек на 1 погонный метр.

Подготовительные выработки проводились проектным сечением $11,2 \text{ м}^2$ и крепились пятизвенной металлической арочной крепью, комплекты которой устанавливались через 0,8 м. Конвейерный ходок охранялся одним рядом деревянных костров размером $1,6 \cdot 1,6 \text{ м}$, которые устанавливались через 2,4 м посередине деревянных брусев. Вентиляционный ходок охранялся двумя рядами бутокостров размером $1,6 \cdot 1,6 \text{ м}$, выкладываемых всплошную и заполняемых породой от подрывки вентходка в створе с лавой.

Для усиления крепи подготовительных выработок в зоне влияния очистного забоя на расстоянии 30 м перед лавой под верхняк каждой арки на конвейерном и вентиляционном ходах производилась установка крепи усиления - одного ряда металлических податливых стоек из спецпрофиля СВП-27, а вслед за лавой в вентиляционном ходке устанавливались деревянные ремонтны диаметром 0,2 м на лежень длиной 1,2 м.

В связи с интенсивным пучением почвы в вентиляционном ходке производилась ее двукратная подрывка: 1-я на расстоянии 5 - 6 м от лавы и 2-я в створе с лавой на глубину по 1,0 м каждая. Средняя скорость продвижения 4-й восточной лавы пласта c_{11} составляла 55 - 60 м в месяц.

Для повышения устойчивости вентиляционного ходка сотрудниками ДонГТУ был предложен новый нетрадиционный способ усиления основной крепи выработки каркасной крепью усиления (ККУ) [1]. Для этого автономные комплекты крепи выемочной выработки объединялись жесткой связью, в качестве которой применялась длинная двутавровая балка (из спецпрофиля № 14 с жесткостью $7,5 \cdot 10^6 \text{ Нм}^2$). Балка подвешивалась к каждому верхняку крепи с помощью хомутов из прутка диаметром 0,025 м. Под верхняки устанавливались сегменты длиной 3,5 м из спецпрофиля большего типоразмера, чем у крепи выработки. Длина этого дополнительного элемента составляла 0,6 общей длины верхняка. Оба конца каждого сегмента соединялись с верхняком основной крепи стандартными одинар-

ными хомутами. По длине выработки балки длиной 4 м соединялись болтами внахлестку с напуском 0,4 м.

Замеры смещений боковых пород были начаты, когда расстояние между лавой и ближайшей замерной станцией составляло 180 м. Смещения контура кровли фиксировались один раз в три дня.

Сопоставление скоростей смещений контура кровли с ее значениями в этой же выработке, но при автономной работе комплектов крепи представлено на рис.1.

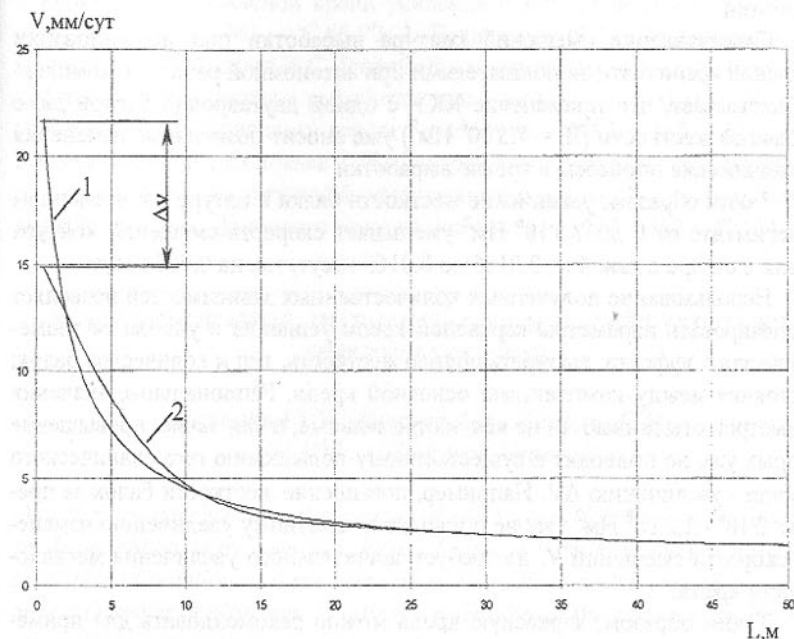


Рис.1. Графики изменения скорости смещений контура кровли выработки V в зависимости от расстояния между лавой и замерной станцией L : 1, 2 - соответственно смещения контура кровли без и с применением каркасной крепи усиления ($IE=158,9 \cdot 10^6 \text{ Нм}^2$; шаг установки крепи - 0,5 м)

Применение ККУ, как показали проведенные аналитические [2] и лабораторные исследования [3], позволило существенно снизить смещения контура кровли в зоне влияния очистных работ. Максимальное значение скорости смещений контура кровли при каркасном усилении уменьшилась с 0,0022 м/сут на контрольном участке (без применения ККУ) до 0,0015 м/сут при наличии каркасной крепи. Интенсификация смещений контура пород выработки начинается на расстоянии 35 - 40 м перед очист-

ным забоем и при этом величина скорости смещений без и при применении каркасной крепи усиления составляет 2 - 2,5 мм/сут (рис.1). Дальнейший рост скорости смещений на участке от 30 до 10 м перед лавой весьма незначителен и равен 100% при абсолютной величине около 5 мм/сут. На участке выработки длиной 10 м перед лавой скорость смещений контура пород без ККУ возрастает с 5 до 22 мм/сут (440%), а при каркасной крепи с 5 до 15 мм/сут (300%). Таким образом, применение каркасной усиливающей крепи позволяет на 7 мм/сут (на 30%) снизить скорость смещений контура пород и существенно повысить устойчивость подготовительной выработки.

Сопоставление смещений контура выработки при использовании каркасной крепи с этими показателями при автономной работе ее комплектов показывает, что применение ККУ с одной двутавровой балкой даже небольшой жесткости ($IE = 7,5 \cdot 10^6 \text{ Нм}^2$) уже вносит позитивные изменения в механические процессы в кровле выработки

Таким образом, увеличение жесткости балки в натуре и в численном эксперименте от 0 до $7,5 \cdot 10^6 \text{ Нм}^2$ уменьшает скорость смещений контура кровли в створе с лавой от 0,0185 до 0,0165 м/сут, т.е. на 0,002 м/сут.

Использование полученных количественных зависимостей позволяет прогнозировать параметры каркасной крепи усиления с учетом ее геомеханического эффекта: выбирать общую жесткость, тип и количество балок; расстояния между комплектами основной крепи. Рациональные значения параметров отыскиваются не как экстремальные, а как такие, превышение которых уже не приводит к существенному повышению геомеханического эффекта - увеличению ΔV . Например, повышение жесткости балок за пределы $2 \cdot 10^8 - 2,2 \cdot 10^8 \text{ Нм}^2$ уже не приводит к заметному увеличению изменения скорости смещений V , но требует значительного увеличения металлоемкости крепи.

Таким образом, каркасную крепь можно рекомендовать для применения в выемочных выработках глубоких шахт в зоне влияния очистных работ.

Каркасная крепь является весьма технологичным средством усиления основной крепи выработок, так как она дополнительно не загромождает выработку и не уменьшает площадь ее поперечного сечения. Каркасная крепь, имея наилучшие аэродинамические характеристики, не препятствует транспортным операциям в выемочной выработке, так как не имеет элементов и узлов, контактирующих с почвой и боками выработки. Немаловажным является и то обстоятельство, что основной элемент этой крепи - двутавровая балка может использоваться многократно. Принципиальное значение имеет то, что положительный результат при применении каркасной крепи достигается не прямым силовым противодействием, а использо-

ванием ее особенностей локализовать вредные проявления геомеханических процессов в приконтурной части боковых пород для уменьшения нагрузки на крепь.

Экономический эффект за счет применения каркасной крепи в конвейерной выработке 4-й восточной лавы пласта c_{11} за период с июня 1998 года по июль 1999 года составил 24,48 тыс. гривен.

Список литературы: 1. Бондаренко Ю.В., Соловьев Г.И., Захаров В.С. Изменение деформаций контура кровли выемочной выработки при использовании каркасной крепи усиления // Изв. Донецкого горного института. - 1999. - №1. - С.66-70. 2. Бондаренко Ю.В., Татянченко А.Г., Соловьев Г.И., Захаров В.С. Разработка математической модели процесса деформирования контура выработки при использовании каркасной крепи усиления // Изв. Донецкого горного института. - 1998. - №2. - С.92-96. 3. Бондаренко Ю.В., Соловьев Г.И., Захаров В.С. Лабораторные исследования взаимодействия каркасной усиливающей и основной крепи выемочной выработки // Изв. Донецкого горного института. - 1999. - №2. - С.124-130.

МОДЕЛИРОВАНИЕ, ОПТИМИЗАЦИЯ И РАСЧЁТ СИСТЕМЫ ИНЕРТНЫХ ГАЗОВ

Захаров Ю.В., Андреев А.А., Серёгин С.Н.
(УГМТУ, г. Николаев, Украина)

Object of researches was the system of inert gases for tankers transporting crude petroleum, petroleum and chemical cargoes in bulk. In the given work the principles of creation of algorithm and mathematical model, that allow to optimize a diameter of pipelines, to estimate rationality of the decisions and to make the preliminary economic analysis.

Объектом исследований являлась система инертных газов (СИГ) для танкеров, перевозящих сырую нефть, нефтепродукты и химические грузы наливом. Система должна обеспечивать создание взрывопожаробезопасных условий в танках не только во время транспортировки грузов, но и в период погрузочно-разгрузочных и моечных работ.

При проектировании СИГ возникает вопрос выбора рациональных значений скоростей газа в трубопроводах, которые являются определяющими как для массогабаритных показателей комплекса СИГ, так и для ее мощностных и стоимостных характеристик.

Например, при увеличении скорости газа в трубопроводах уменьшаются их размеры и масса, но увеличиваются аэродинамические сопротив-

ления трубопроводов, нагрев газа в нагнетателе за счет большей потребляемой мощности (большого напора), затраты энергии и массы на имеющиеся приборы охлаждения и насосы и, в итоге, на судовую электростанцию.

Учитывая такую разнонаправленность влияния на технические показатели элементов СИГ, для объективной оценки необходимо учитывать все изменения этих показателей в пределах комплекса СИГ, в который кроме элементов СИГ должны войти изменяющиеся показатели судовой электростанции вместе с запасами топлива, т.е. кроме системы в состав анализируемого комплекса должно входить, в общем случае, обеспечивающее теплоэнергетическое оборудование с запасами топлива. Таким образом, эти изменения приводят к различному изменению суммарных затрат, включающих в себя как капитальные, так и эксплуатационные затраты за весь период эксплуатации судна на весь комплекс СИГ. Поэтому понятно, что только технико-экономический анализ позволяет объективно принять решение об оптимальных скоростях (диаметрах) трубопроводов. В качестве критерия оптимальности при условии обеспечения требуемых параметров работы СИГ может быть принята изменяющаяся часть приведенных затрат, вычисленных в денежном выражении и связанных с изменением оптимизируемой величины. Приведенные затраты могут быть рассчитаны или за весь срок эксплуатации СИГ, или за один год, т.е.

$$\Delta ПЗ = \Delta КЗ \cdot (\delta_n + \delta_a + \delta_{тр} + \delta_m) + \Delta ЭЗ, \text{ ед/год},$$

где $\Delta КЗ$ - изменение капитальных затрат на все элементы комплекса в денежных единицах;

δ_n - нормативный коэффициент эффективности;

$\delta_a, \delta_{тр}, \delta_m$ - доля амортизационных отчислений на текущий ремонт, материалы и другие виды поставок;

$\Delta ЭЗ$ - эксплуатационные затраты, связанные с изменением расходов топлива и смазочного масла на все элементы теплоэнергетического оборудования, обеспечивающие работу всех элементов СИГ, в денежных единицах за год.

Учитывая резко конъюнктурный характер изменения стоимостных показателей элементов СИГ или даже их отсутствие, было признано целесообразным вместо поиска минимума приведенных затрат на комплекс СИГ определять минимум величины суммарной массы комплекса СИГ. Эта величина также объективно отражает косвенно долю водоизмещения судна, условно приходящуюся на СИГ.

Естественно, для определения составляющих комплекса необходимо было разработать алгоритм, позволяющий на базе аэродинамического расчета трубопровода и принятых исходных данных оценить приведенную массу комплекса при изменении параметров работы СИГ.

Таким образом, главной задачей являлось формирование методики аэродинамического расчета сложных газопроводов, т.е. имеющих магистрали, ответвления, емкости с избыточным давлением и различные режимы работы.

В качестве основного расчетного режима СИГ был принят режим разгрузки топлива, при котором СИГ работает с полной нагрузкой. Режим работы СИГ с продувкой газа через устройство в наиболее удаленном кормовом танке будет обеспечен, как правило, за счёт учёта величины избыточного давления в танках в напоре нагнетателя газов (составляющего от 9000 Па до 19000 Па) достаточного для преодоления сопротивления продувочной трубы.

Проектанту СИГ необходимо определение не только характеристик нагнетателя, но и обеспечения требуемого количества распределения расходов газа по всем танкам с целью поддержания низких концентраций кислорода в танках. Это, в свою очередь, потребовало разработки такой методики, которая позволяет определять не только количественные характеристики приведённой массы комплекса, но и необходимые дроссельные устройства на участках газопроводов.

Для аэродинамического расчёта СИГ необходимо ввести ограничения и условия, позволяющие удобно и просто использовать расчётные зависимости.

Анализ конструктивных особенностей выполненных и проектируемых танкеров позволил установить достаточное предельное число танков, расположенных с одного борта – двенадцать. Это число влияет на общее количество узловых точек магистралей и ответвлений расчётной схемы для разработанного алгоритма.

Для удобства расчёта алгоритм базируется на использовании основ теории графов в том, что в каждой узловой точке сумма векторов расхода газа в присоединенных участках равна нулю, а также, что общее сопротивление присоединённых к одной узловой точке магистрали или ответвления должны иметь одинаковые значения (или отличаться не более чем на 1-2%).

Разработанный алгоритм позволил решать следующие задачи:

а) обеспечить заданные расходы инертного газа в танки по всем магистралям и ответвлениям газопровода при вычисленных проходных сечениях трубопроводов и дроссельных устройств;

б) определить оптимальные диаметры трубопроводов (и оптимальный напор нагнетателя) СИГ в соответствии с принятым критерием эффективности - целевой функцией в виде массы комплекса СИГ с обеспечивающим теплоэнергетическим оборудованием;

в) определить необходимые размеры трубопроводов СИГ, их соответствующие газодинамические сопротивления, если в системе инертных газов используется нагнетатель с принятыми характеристиками: напор и объемная производительность;

г) исследовать влияние технико-экономических характеристик элементов СИГ и обеспечивающего теплоэнергетического оборудования, а также режимов работы системы на смещение значений оптимальных диаметров трубопроводов;

д) оценить рациональность решений по выбору типа СИГ (в зависимости от способа получения инертных газов и состава элементов основного оборудования) после предварительной оптимизации диаметров газопроводов;

е) оценить при необходимости влияние величины непосредственно сопротивления газопроводов, как одной из составляющих общего запора газонагнетателя на его величину;

ж) произвести предварительный экономический анализ целенаправленного сокращения капитальных и эксплуатационных затрат на систему инертных газов.

СОДЕРЖАНИЕ

Акимов Г.Я., Тимченко В.М., Чайка Э.В., Алексеев В.П., Дарда Ю.А. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ КЕРАМИЧЕСКОГО ИНСТРУМЕНТА ИЗ ДИОКСИДА ЦИРКОНИЯ В ТРУБНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ	3
--	---

Алейкин В.Д., Заплетников И.Н. КРАТКОВРЕМЕННЫЕ РАДИОПОМЕХИ СОЗДАВАЕМЫЕ ХОЛОДИЛЬНИКОМ.....	6
--	---

Бабицкий Л.Ф., Коваленко К.Ю. ПЕРСПЕКТИВЫ СОЗДАНИЯ УНИВЕРСАЛЬНОГО ПОЧВООБРАБАТЫВАЮЩЕГО КАТКА С ПОВЫШЕННОЙ ПОДВИЖНОСТЬЮ ДИСКОВ	13
---	----

Базров Б.М. УНИФИКАЦИЯ В МАШИНОСТРОЕНИИ С ПОЗИЦИЙ СИСТЕМНОГО ПОДХОДА.....	18
--	----

Бакин Ю.В., Болотнов С.А., Зюзев Г.Н., Людомирский М.Б. УНИВЕРСАЛЬНЫЙ ОПТИЧЕСКИЙ ДАТЧИК УГЛА И УГЛОВОЙ СКОРОСТИ.....	24
---	----

Баряхтар В.Г., Буравлев Ю.М., Шевченко В.П., Милославский А.Г., Иваницын Н.П. О ВЛИЯНИИ ВОДОРОДА И КИСЛОРОДА В РАБОЧИХ ГАЗОВЫХ СРЕДАХ НА ПРОЦЕССЫ ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ	28
---	----

Бача Й., Чаус А.С., Бача М. ИЗГОТОВЛЕНИЕ ПРЕСС-ФОРМ ИЗ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК НЕТРАДИЦИОННЫМИ СПОСОБАМИ ДЛЯ СТЕКОЛЬНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ.....	32
---	----

Безвесільна О.М., Киричук Ю.В. СИСТЕМА ВІБРО- І УДАРОЗАХИСТУ З СУХИМ ТЕРТЯМ.....	36
--	----

Беленькая Т.В., Горбатенко В. П. ОЦЕНКА ПОВЕДЕНИЯ МЕТАЛЛА ПРИ НАГРУЖЕНИИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ЕГО ИСХОДНОГО СОСТОЯНИЯ.....	40
Беличенко А.Ф., Горкуша А.Е., Гуня А.П., Стеблянок В.Г. К ОЦЕНКЕ ВЛИЯНИЯ СМАЗОЧНОЙ КАНАВКИ НА ТЕПЛОВОЙ БАЛАНС НЕСУЩИХ ЗОН ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННОГО ПОДШИПНИКА СКОЛЬЖЕНИЯ.....	46
Белошенко В.А., Борзенко А.П., Строганов В.Ф., Шелудченко В.И. ТЕРМОУСАЖИВАЮЩИЕСЯ ФИТИНГИ ИЗ РЕАКТОПЛАСТОВ И ИХ ПРИМЕНЕНИЕ	49
Белошенко В.А., Титиевский В.И., Шелудченко В.И. РАСПРЕДЕЛЕННЫЙ ТЕМПЕРАТУРНЫЙ МОНИТОРИНГ В СЕТЯХ ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ: ЭКОНОМИЧЕСКАЯ ТОПОЛОГИЯ СЕТЕЙ MicroLAN.....	52
Беляева Г.И., Беляев А.Г., Кочергин А.И., Маляренко А.Д. СВЯЗЬ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ С ДИНАМИКОЙ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ.....	57
Благодарный В., Костура М., Раган Э. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД ИЗМЕРЕНИЯ ДАВЛЕНИЯ В ПРЕСС-ФОРМАХ ДЛЯ ЛИТЬЯ ПОД ДАВЛЕНИЕМ.....	61
Благодарный В., Ильющенко А., Оковитый В., Шефара М. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ ВОЗМОЖНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ СТРУЖКИ ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ПОРОШКА ДЛЯ НАНЕСЕНИЯ ПОКРЫТИЙ	66
Богачик Л., Благодарный В., Кмец Я., Павленко С. КОНСТРУКЦИИ ЗАХВАТНЫХ УСТРОЙСТВ (ЗУ) ПРОМЫШЛЕННЫХ РОБОТОВ ДЛЯ ФЛАНЦЕВЫХ ДЕТАЛЕЙ И ВАЛОВ	71
Бобицкий Я.В., Лаба Г.П. ТЕХНОЛОГИЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ПОЛІМЕРНИХ СФЕРИЧНИХ МІКРОЛІНЗ МЕТОДОМ ЛЕЖАЧОЇ КРАПЛІ	74
Богуслаев В.А., Пухальская Г.В., Жуков В.Б.,	

Рубель О.В., Левитин В.В. ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ УДАРНОЙ ПРОЧНОСТИ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ГТД.....	79
Богуслаев В.А., Яценко В.К., Леховицер В.А., Павленко Д.В. ВЛИЯНИЕ НАСЛЕДСТВЕННОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ НА НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ЛОПАТОК ЦЕНТРОБЕЖНОГО КОЛЕСА КОМПРЕССОРА	84
Бодрова Л.Г., Крамар Г.М., Лазарюк В.В., Самогальский И.И. ТВЕРДЫЕ СПЛАВЫ НА ДВОЙНОЙ КАРБИДНОЙ ОСНОВЕ.....	89
Божидарник В. В., Гусев А. П. ФОРМУВАННЯ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПЛАНІВ ОБРОБКИ НА ОСНОВІ ФУНКЦІОНАЛЬНОГО АНАЛІЗУ	93
Боков В. М., Попова М. І. ПРОГНОЗУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПРОЦЕСУ РОЗМІРНОЇ ОБРОБКИ ОТВОРІВ ЕЛЕКТРИЧНОЮ ДУГОЮ НА РЕЖИМАХ ПРОШИВАННЯ ТА РОЗТОЧУВАННЯ.....	97
Бокучава Г.В., Турманидзе Р.С., Самхарадзе Л.Т. К ЗАДАЧЕ ОПТИМИЗАЦИИ КОНСТРУКЦИИ ОТРЕЗНЫХ РЕЗЦОВ С МЕХАНИЧЕСКИМ КРЕПЛЕНИЕМ ТВЕРДОСПЛАВНОЙ ПЛАСТИНКИ МЕТОДОМ ЗАКЛИНИВАНИЯ.....	102
Бондаренко Ю.В., Соловьев Г.И., Негрей С.Г., Мороз О.К. МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ПОРОДАХ ПОЧВЫ ПОДГОТОВИТЕЛЬНОЙ ВЫРАБОТКИ.....	106
Бостан И. А., Мазуру С. Г., Скатиайлов С. В. ОБРАБОТКА ПРОФИЛЯ ЗУБЬЕВ МЕТОДОМ ОБКАТКИ ПРЕЦЕССИРУЮЩИМ ИНСТРУМЕНТОМ.....	110
Бохонский А.И., Шмидт Л.А. УПРАВЛЕНИЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ ЗАГОТОВОК ПЕРЕМЕННОГО СЕЧЕНИЯ ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ.....	115
Брусов В.С. МОДЕЛИРОВАНИЕ МНОЖЕСТВА ЦЕЛЕЙ В ЗАДАЧАХ ОПТИМИЗАЦИИ ТЕХНИЧЕСКИХ СИСТЕМ.....	119

Брусов В.С. ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ НОВЫХ РЕШЕНИЙ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ТЕХНИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ	125
Бутенко В.И. РОЛЬ ДИСЛОКАЦИОННОЙ СТРУКТУРЫ ОБРАБАТЫВАЕМОГО МАТЕРИАЛА В ЕГО САМООРГАНИЗАЦИИ	129
Войнаровски Ю., Калинин В. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЯВЛЕНИЙ ГИСТЕРЕЗИСА В АМОРТИЗАТОРАХ	134
Войнаровски Ю., Калинин В., Маргилевич Е. КОМПЬЮТЕРНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ МОСТОВОГО КРАНА, ВОЗБУЖДАЕМЫХ МЕХАНИЗМОМ ПОДЪЕМА ГРУЗА	138
Войнаровски Ю., Маргилевич Е., Банась В. ПРИМЕНЕНИЕ ГРАФОВ СВЯЗЕЙ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ДИНАМИКИ РАСПИЛОВОЧНОГО СТАНКА С ЗАМКНУТОЙ ЛЕНТОЙ	144
Волчкевич Л.И., Панфилов Ю.В. ЭЛЕКТРОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ – ОСНОВА ПРОЦЕССОВ МИКРООБРАБОТКИ	151
Галкина А.С., Богуславский В.А. ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ТОКАРНОГО РЕЗЦА МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ РАЗНОСТЕЙ С ПРЕДВАРИТЕЛЬНЫМ ОПРЕДЕЛЕНИЕМ ТЕМПЕРАТУРЫ КОНТАКТНОЙ ПЛОЩАДКИ ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ	155
Генкин Б.И., Смолий В.Н. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ВИБРАЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ ТИПОВЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ЗАМЕНЫ ЭЛЕКТРОННЫХ АППАРАТОВ И ЕГО ПРОГРАММНОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ	160

Герман-Галкин С. Г., Гринкевич Я. ВЛИЯНИЕ ГАРМОНИК НА КОМПЕНСАЦИЮ ЕМКОСТНЫХ ТОКОВ В СЕТЯХ ТИПА ИТ	164
Гилёв А.А. ОСОБЕННОСТИ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ КАТУШЕК ИНДУКЦИОННО-ДИНАМИЧЕСКИХ МЕХАНИЗМОВ	170
Гладчук Е.А. ПРИНЦИПИАЛЬНЫЕ ОСНОВЫ УПРАВЛЕНИЯ МНОГОМАССОВОЙ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМОЙ С ГРУППОВЫМ ПРИВОДОМ ИСПОЛНИТЕЛЬНЫХ ОРГАНОВ	172
Горецкий Г.В. К ВОПРОСУ О СОВЕРШЕНСТВОВАНИИ ТЕХНОЛОГИИ ОТДЕЛОЧНЫХ ОПЕРАЦИЙ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС	177
Горкуша А.Е., Снеговский Ф.П. ВЛИЯНИЕ СМАЗОЧНЫХ КАНАВОК В РАБОЧЕЙ ЗОНЕ НА РЕЖИМНЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ	183
Горкуша А.Е., Стеблянка В.Г., Беличенко Н.Е., Шестаков С.А. ВОПРОСЫ ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ОПОРНЫХ УЗЛОВ ТЕСТОДЕЛИТЕЛЬНЫХ МАШИН ХДФ-ЗМ	186
Горленко А.О., Сухарев С.О. ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ КАРЕТКИ МАНИПУЛЯТОРА-ПЕРЕУКЛАДЧИКА ПОЛУПРОВОДНИКОВЫХ ПЛАСТИН	189
Горобец И.А., Голубов Н.В., Болтян А.В., Огинский А.Г. АДАПТИВНАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ТОКАРНЫМ С ЧПУ СТАНКОМ	192
Гуревич Ю.Г., Ротермель П.В., Савиных Л.М. ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ КОНСТРУКЦИОННЫХ ДЕТАЛЕЙ ИЗ КАРБИДОЧУГУНА	195

Гусев В.В., Молчанов А.Д., Вьяльцев Н.В., Ткач В.Н.
ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА РАЗРУШЕНИЯ И ФОРМЫ
ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ СРЕЗА ПРИ АЛМАЗНОМ
ШЛИФОВАНИИ АЛЮМООКСИДНОЙ КЕРАМИКИ198

Гусев Е.Л.
МЕТОДОЛОГИЯ ОПТИМАЛЬНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ
НЕОДНОРОДНЫХ КОНСТРУКЦИЙ С ЗАРАНЕЕ ЗАДАННЫМ
КОМПЛЕКСОМ СВОЙСТВ.....203

Девоино О.Г., Кардаполова М.А., Крупская М.М.
ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ЛАЗЕРНОЙ ОБРАБОТКИ НА ФИЗИКО-
МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ
СИСТЕМЫ Ni-Cr-B-Si-C208

Дорожко Г.К.
О ПОВЫШЕНИИ КОНСТРУКТИВНОЙ ПРОЧНОСТИ
ПРОКАТА МАЛОУГЛЕРОДИСТЫХ СТРОИТЕЛЬНЫХ СТАЛЕЙ213

Дрыга А.И., Брусиловский Б.А., Бондаренко И.Н.,
Грищенко В.М., Ковалев А.Г.
ПРИМЕНЕНИЕ ВИБРОКОМПЛЕКСОВ ДЛЯ
ВИБРОСТАБИЛИЗИРУЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ КОРПУСНЫХ
ДЕТАЛЕЙ ГАЗОТУРБИННЫХ УСТАНОВОК218

Душинский В.В., Амин Афшар Камбиз
ОПТИМАЛЬНЫЕ РЕЖИМЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ
РЕЗЦАМИ С МНОГОГРАННЫМИ НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫМИ
ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ ПЛАСТИНАМИ223

Дья Х, Лесик Л., Банашек Г., Мроз С., Кнапински М.
ЗАВИСИМОСТЬ КАЧЕСТВА ПОКОВОК ОТ ОСНОВНЫХ
ПАРАМЕТРОВ КОВКИ И ФОРМЫ БОЙКОВ.....228

Егоров Н.Т.
ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОЙ ДЕФОРМАЦИИ НА СТРУКТУРУ И
СВОЙСТВА ТЕРМООБРАБОТАННОГО ТОЛСТОЛИСТОВОГО
ПРОКАТА МАССОВОГО НАЗНАЧЕНИЯ.....233

Егоров А.Н., Ивашенко В.М.
РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ДЕФОРМАЦИОННО -
ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ В ПОТОКЕ СОВРЕМЕННОГО
ПРОВОЛОЧНОГО СТАНА.....236

Енин В.Н., Кукушкин Ю.Т., Николаев С.С.
ИНДУКТИВНЫЙ ДАТЧИК ПОЛОЖЕНИЯ РОТОРА
БЕСКОЛЛЕКТОРНОГО ДВИГАТЕЛЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА242

Еронько С.П., Быковских С.В., Шевченко А.И., Богацкий В.М.
СОПОСТАВИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ РАБОТЫ ШНЕКОВЫХ.....245

Ерохин В.В.
ТОЧНОСТЬ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ ВАЛОВ С
ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЛЮНЕТОВ.....250

Ефремов В.П., Острик А.В., Потапенко А.И., Фортон В.Е.
ВЛИЯНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ДИСПЕРСНОГО
НАПОЛНИТЕЛЯ НА ГЕНЕРАЦИЮ И РАСПРОСТРАНЕНИЕ
ВОЛН ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ ИНТЕНСИВНЫХ ПОТОКОВ
ЭНЕРГИИ НА СФЕРОПЛАСТИКИ.....254

Желанова Л.А.
ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ СТАЛЕЙ
ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОЙ КАРБЕНИТРОЦЕМЕНТАЦИЕЙ.....259

Жученко А.И.
СИСТЕМА КЕРУВАННЯ БАГАТОКОРПУСНИМИ
ВИПАРНИМИ УСТАНОВКАМИ263

Заремба П.А.
ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МНОГОФАКТОРНОГО РЕГРЕССИОННОГО
АНАЛИЗА ДЛЯ РАСЧЕТА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ
УЛЬТРАФИЛЬТРАЦИОННЫХ УСТАНОВОК.....268

Зарубицкий Е.У., Покинтелица Н.И., Кривобоков В.А.
ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ МАТЕРИАЛА И ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ
ПАРАМЕТРОВ ИНСТРУМЕНТА НА ЕГО СТОЙКОСТЬ ПРИ
ТЕРМОФРИКЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ СТАЛЕЙ272

Захаров В.С., Мозолов А.А. О ПОВЫШЕНИИ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПОДДЕРЖАНИЯ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ ВЫРАБОТОК ПРИМЕНЕНИЕМ НЕТРАДИЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ КРЕПЛЕНИЯ.....	277
---	-----

Захаров Ю.В., Андреев А.А., Серёгин С.Н. МОДЕЛИРОВАНИЕ, ОПТИМИЗАЦИЯ И РАСЧЁТ СИСТЕМЫ ИНЕРТНЫХ ГАЗОВ.....	281
--	-----

ПРАВИЛА

представления рукописей в международный сборник научных трудов
Донецкого государственного технического университета
«Прогрессивные технологии и системы машиностроения»

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.

Языки представления рукописей: украинский, русский, английский и немецкий.

Сборник научных трудов является специальным изданием в котором могут публиковаться результаты диссертационных работ, так как он включен в перечень ВАК Украины (Перелік № 1 наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися 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).

ОСНОВНАЯ ТЕМАТИКА СБОРНИКА

1. Практика и перспективы создания и применения прогрессивных технологий.
2. Информационные технологии (CAD/CAM/CAE). Механизация и автоматизация производственных процессов. Проблемы мехатроники и мехатронные технологии.
3. Проблемы проектирования и применения инструментов, прогрессивные инструментальные материалы и их обработка.
4. Автоматизация конструкторской и технологической подготовки производства, прогрессивное оборудование.
5. Управление качеством, метрология, сертификация, диагностика, надежность и эксплуатация технологических систем.
6. Специальные и нетрадиционные технологии, экономические проблемы машиностроения.

7. Вопросы моделирования и расчетов сложных технических систем.
8. Эргономические и экологические проблемы машиностроения.

В рамках сборника можно представлять рекламу продукции, которая будет помещена после рукописей статей.

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.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЕНИЮ

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210х297 мм) с полями: верхнее и нижнее 30 мм, левое и правое 25 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 14, 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 пустую строку строчными буквами – фамилии и инициалы авторов (жирными), в круглых скобках курсивом – сокращенное название организаций, название городов, стран (через запятую, центрировать). Через пустую строку – материалы статьи (язык изложения – по выбору авторов, межстрочный интервал 1). См. образец оформления материалов.

3. Графический материал (рисунки, графики, схемы) следует выполнять размерами не менее 60х60 мм внедренными объектами (по ходу материалов). Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте. Позиции на рисунке должны располагаться по часовой стрелке. Под каждым рисунком указывается его номер и название, например: Рис. 3. Схема устройства. Каждый рисунок должен иметь один интервал сверху и снизу.
4. Формулы и математические знаки должны быть понятны. Показатели, степени и индексы должны быть меньше основных знаков и выполняться в соответствии с редактором формул Microsoft Equation. Формулы номеруются (справа в круглых скобках, не отступая от правого поля), только в том случае, если на них в тексте имеются ссылки. Между крайними знаками формулы и текстом должен выполняться один интервал. Формулы выполняются курсивом.

Размер формул для Microsoft Equation

Full (обычный).....	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс).....	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс).....	8 pt
Symbol (крупный символ).....	16 pt
Sub-Symbol (мелкий символ).....	12 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 заключаются 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.

ОСНОВЫ СТРУКТУРНОГО СИНТЕЗА СБОРОЧНЫХ СИСТЕМ

Иванов И.И., Петров П.П. (ДонГТУ, БГТУ, г. Донецк, г. Брянск,
Украина, Россия)

*The efficient design of assembly machinery is vitally importantas 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).

Список литературы: 1. Ким И.П. Исследование эффективности роторных машин. – К.: КПИ, 1985. – 123 с. 2. Устюгов А.В. Надежность технологических машин. – Донецк: ДонГТУ, 1998. – 425 с.

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема. 58, ДонГТУ, Кафедра «Технология машиностроения», Редакционная коллегия сборника.

Тел. (022) 93-60-02, факс (0622) 93-60-02

E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua

[http:// www.dgtu.donetsk.ua](http://www.dgtu.donetsk.ua)

Пописано к печати 03.07.2000г.	Формат 60x84 1/16	Бумага polspeed
Ризографическая печать	Усл. печ. л. 16,91	Усл. кр. отт. 17,37
Уч.-изд. л. 18,45	Тираж 300 экз.	Заказ №6

Издательско-полиграфический центр «Технополис»

340000, г. Донецк, пр. Дзержинского, 1