

**МІНІСТЕРСТВО АГРАРНОЇ ПОЛІТИКИ УКРАЇНИ**

**ВІСНИК  
ХАРКІВСЬКОГО НАЦІОНАЛЬНОГО  
ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ  
СІЛЬСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА  
ІМ. ПЕТРА ВАСИЛЕНКА**

**Випуск 42**

**“ТЕХНІЧНИЙ СЕРВІС АПК, ТЕХНІКА ТА  
ТЕХНОЛОГІЇ У СІЛЬСЬКОГОСПОДАРСЬКОМУ  
МАШИНОБУДУВАННІ”**

**Харків 2006**

**УДК 621.051**

Друкується за рішенням Вченої ради ХНТУСГ від 29.06.2006р., протокол №10.

В збірник включені наукові праці Харківського державного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка, ведучих закладів, науково дослідницьких інститутів і підприємств України, в яких відображені результати теоретичних та експериментальних досліджень по відновленню та ремонту сільськогосподарської техніки, фізичним та комп'ютерним технологіям.

Викладені дослідження виконувались згідно програм “Найважливіші проблеми АПК за період 1996-2006 р.р.” та “Фізичні та комп'ютерні технології”.

**Редакційна колегія:**

Академік ІАУ, професор, д.т.н. **Скобло Т.С.** (відповідальний редактор)

Член-кореспондент УААН, професор, к.т.н. **Мазоренко Д.І.**

Академік УАА, професор, д.т.н. **Зайка П.М.**

Академік ІАУ, професор, к.т.н. **Сідашенко О.І.**

Член кореспондент ІАУ, професор, к.т.н. **Науменко О.А.**

Професор, д.т.н. **Сичов І.П.**

Професор, д.ф.-м.н. **Басін В.С.**

Професор, д.т.н. **Войтов В.А.**

Професор, д.т.н. **Платков В.Я.**

Професор, д.т.н. **Тришевський О.І.**

Доцент, к.т.н. **Тіхонов О.В.** (відповідальний секретар)

Наукове видання

**ВІСНИК ХАРКІВСЬКОГО НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ**

**СІЛЬСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА ІМ. ПЕТРА ВАСИЛЕНКА**

Випуск 42

**“ТЕХНІЧНИЙ СЕРВІС АПК, ТЕХНІКА ТА ТЕХНОЛОГІЇ У  
СІЛЬСЬКОГОСПОДАРЬСЬКОМУ МАШИНОБУДУВАННІ”**

Відповідний за випуск Тіхонов О.В.

Комп'ютерний набір та верстка Бондар Н.Б., Новиков Д.Ф.

Підписано до друку 30.06.2006р. Папір тип №2.

Формат 60x84 1/16. Умов. друк. аркуш. 15,8. Тираж 300 прим.

Замовлення №

---

ХНТУСГ, 61002, м. Харків-2, вул.. Артема 44

---

Типографія заводу “ФЕД”

61023, м. Харків, вул. Сумська, 132

ISBN 5-7987-0176X

© Харківський національний технічний  
університет сільського господарства,  
2006

## СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ЦЕМЕНТИТА В ВЫСОКОУГЛЕРОДИСТЫХ СПЛАВАХ

**Скобло Т.С., докт. техн. наук, Давыдова С.Н.**

*(Харьковский Национальный технический университет сельского хозяйства)*

*Рассмотрена структура и свойства цементита как в чугунах, так и в заэвтектоидной стали. Проведен рентгеноструктурный анализ анодного осадка стали, изучено влияние термической обработки и пластической деформации на уровень твердости цементита.*

Отличительной особенностью заэвтектоидной стали, является присутствие в структуре свободного цементита. Как правило, включения представляют собой ледебурит или иглы вторичного цементита, которые располагаются по границам аустенитных зерен и образуют замкнутую или разорванную сетку. Так как, эти включения малых размеров, рассмотреть влияние легирующих добавок и термообработки на уровень твердости этой структурной составляющей достаточно трудно, поэтому влияние химического состава и термической обработки параллельно изучали на образцах чугуна, где количество карбидной фазы по отношению к полю зрения шлифа достигает 30-50%.

Изменение микротвердости цементита в зависимости от химического состава изучали путем статистической обработки измерений в пятидесяти полях зрения.

Таблица 1

Условный номер оливки	Содержание элементов								
	C	Si	Mn	Cr	Ni	V	Nb	Sn	H-50
1	2,99	0,85	0,77	0,66	0,84	-	-	-	837
2	2,91	0,85	0,77	0,66	0,84	-	0,1	-	880
3	2,77	0,75	0,64	0,52	1,16	0,25	-	-	1008
4	2,81	0,85	0,72	0,70	0,75	-	-	0,05	950

В табл.1 приведен химический состав чугуна и результаты измерений (средние значения). Установлено, что легирование небольшими добавками карбидообразующих элементов не оказывает существенного влияния на изменение микротвердости цементита, хотя при легировании чугуна ванадием в количестве 0,25% и ниобием 0,1% отмечается тенденция к увеличению уровня значений на 5-7%.

Влияние способа обработки на свойства цементита изучали на образцах одного химического состава и с различным содержанием (в пределах марочного) основных элементов и небольших добавок ванадия, ниобия, и олова. Исследованиями установлено, что термическая обработка и пластическая деформация гораздо более существенно изменяют уровень твердости цементита, чем

дополнительное легирование чугуна. Показано, что высокие значения микротвердости карбидной фазы характеризуют не только степень ее упрочнения, но и напряженное состояние.

Анализ микротвердости после различных режимов обработки не выявил влияния малых добавок вводимых элементов на уровень значений, однако, учитывая роль ванадия и ниобия в формировании неметаллических включений (нитридов и карбонитридов), следует признать их действие положительным с точки зрения влияния на дробление карбидной сетки в заэвтектоидной стали при термической обработке. В работе [1] было показано, что процессу дробления карбидной фазы предшествует формирование блочной структуры.

По полигональным дислокационным стенкам облегчается процесс разрушения (сдвига) или растворения цементита в аустените при последующем высокотемпературном нагреве. Неметаллические включения, такие как сульфиды, фосфиды, интерметаллиды и графит, создавая напряжения при многоступенчатой обработке, облегчает формирование блочной структуры.



Рис.1. Блочная структура в цементите после двухступенчатой обработки. Вакуумное травление.  $2 \times 10^{-3}$  мм.рт.ст.  $\times 2000$ .

На рис. 1 показана блочная структура, полученная после двухступенчатой обработки ( $950^\circ$ ,  $850^\circ$ ) в результате действия напряжений от фосфидной эвтетикки, интерметаллидов и графита, расположенных в цементитном кристалле или на его границе.

Состав карбидной фазы термообработанных сталей (табл. 2) легированных малыми добавками ванадия и титана, оценивали по результатам химического анализа изолированного анодного осадка (табл.3. и табл.4).

Таблица 2

Марк и- ровка об- разца	Химический состав стали										
	C	Si	P	S	Mn	Ni	Cr	Mo	Ti	V	N
1	1,79	0,37	0,021	0,026	0,46	0,85	0,73	0,54	0,031	-	-
2	1,82	1,15	0,029	0,025	0,68	0,85	0,74	0,53	-	0,42	0,0099
3	1,80	1,15	0,027	0,026	0,64	0,85	0,78	0,54	0,08	-	0,010

Таблица 3

Результаты химического анализа изолированного анодного осадка  
(весовые проценты по отношению к весу растворенного металла)

№ п/п	Маркировка образца	Fe	Mn	Ni	Cr	Mo	V	Ti	C <sub>общ.</sub>	Режимы термообработки
1	1	22,2	0,41	0,12	0,36	0,47	-	0,02	1,79	Не подвергались
2	2	23,6	0,39	0,08	0,35	0,54	-	0,03	1,79	Двойная нормализация с отпуском (950°C, 850°C, 600°C)
3	3	24,5	0,39	0,09	0,35	0,54	-	0,027	1,79	Тройная нормализация с отпуском (950°C, 900°C, 850°C, 600°C)
4	4	23,3	0,35	0,09	0,30	0,53	-	0,03	1,79	Отжиг с отпуском (850°C, 600°C)
5	5	25,1	0,53	0,10	0,36	0,51	0,19	-	1,82	Не подвергались

Таблица 4

Результаты химического анализа изолированного анодного осадка  
(весовые проценты по отношению к весу, растворенного металла)

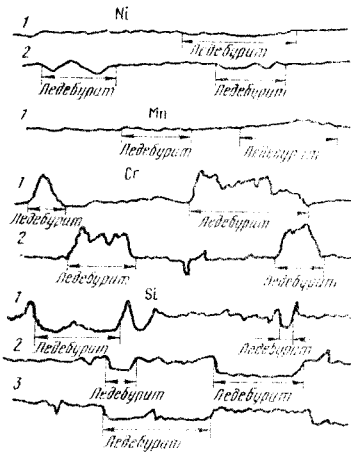
№ п/п	Маркировка образца	Карбидно-ая фаза в металле, %	Fe	Mn	Ni	Cr	Mo	V	Ti	C <sub>связ.</sub>
1	1	25,37	87,5	1,62	0,47	1,42	1,85	-	0,08	7,0
2	2	26,78	88,1	1,46	0,30	1,31	2,02	-	0,11	6,68
3	3	27,69	88,5	1,41	0,33	1,26	1,95	-	0,10	6,46
4	4	26,39	88,3	1,33	0,34	1,14	2,01	-	0,11	6,78
5	5	28,61	87,7	1,85	0,35	1,26	1,78	0,67	-	6,36

Исследованиями установлено, что общее количество карбидной фазы в сталях без титана и с добавкой 0,031% Ti возрастает после двойной и осо-

бенно тройной нормализации. После отжига общее количество карбидной фазы находится примерно на уровне не термообработанного металла.

В образцах с повышенным содержанием титана до 0,8% общее количество карбидной фазы увеличивается примерно на 0,6%, после всех видов термообработки. Применение термической обработки двойной и, особенно тройной нормализации снижает количество марганца и хрома в карбидной фазе и увеличивает содержание ванадия.

Результат рентгеноструктурного анализа анодного осадка стали, и образцов чугуна после различных видов термообработки показал, что карбидная фаза помимо цементита содержит карбид  $Fe_{20}C_9$ , который отличается большими параметрами кристаллографической решетки и более низкими значениями твердости.



Распределение легирующих элементов в цементите заэвтектоидной стали:

1. исходное состояние
2. после отжига 850°C
3. после двойного отжига при 1050°C, 900°C и охлаждения на воздухе

Микрорентгеноспектральный анализ показал, что неравномерное распределение легирующих элементов хрома и никеля в карбидной фазе, которое сохраняется и после термической обработки, способствует неоднородности ее свойств (микротвердости). Установлено, что кремний преимущественно концентрируется в матрице. Максимальное его количество отмечается у его границы с ледобуритом и в продуктах распада аустенита.

После термообработки величина всплесков на ледобурите возрастает (особенно по Ni), что свидетельствует о значительном превышении его концентрации в этих участках по сравнению с матрицей. Это подтверждает возможность формирования интерметаллидов и различных фаз, содержащих никель.

Исследования карбидной фазы показали, что уровень ее свойств определяется типом решетки и способом термической обработки, а однородность- распределением легирующих элементов и напряженным состоянием.

**Анатація**

**Структура й властивості цементиту у високовуглеродистих сплавах**

*Розглянута структура й властивості цементиту як у чавуні, так і в заевтектоїдній сталі. Проведений рентгеноструктурний аналіз анодного осадку сталі, вивчен вплив термічної обробки та пластичної деформації на рівень твердості цементиту.*

**Abstract**

**Structure and properties cementite in high-carbon alloys**

*The structure and properties cementic both in pig iron, and in hypereutectoid steel is considered. It is lead roentgen structural the analysis of an anode deposit of steel, influence of thermal processing and plastic deformation on a level of hardness cementic is studied.*

## СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ЗАЭВТЕКТОИДНОЙ СТАЛИ ПОСЛЕ ТЕРМООБРАБОТКИ.

Скобло Т.С., докт. техн. наук, Давыдова С.Н.

(Харьковский Национальный технический университет сельского хозяйства)

*Исследовали влияние различных режимов термообработки на сфероидизацию графита, также рассмотрены механические свойства термообработанной стали. Оценено влияние легирующих добавок и модификаторов на свойства графитизированной стали.*

Получение структуры, обеспечивающей высокую прочность и износостойкость при повышенной пластичности, может достигаться применением термической обработки. Удовлетворение этих требований возможно при получении в структуре хотя бы части сфероидизированного перлита с равномерно распределенными включениями компактного графита.

В опробованных режимах отжига исследовали влияние предварительной и последующей выдержек на структуру и свойства графитизированной стали.

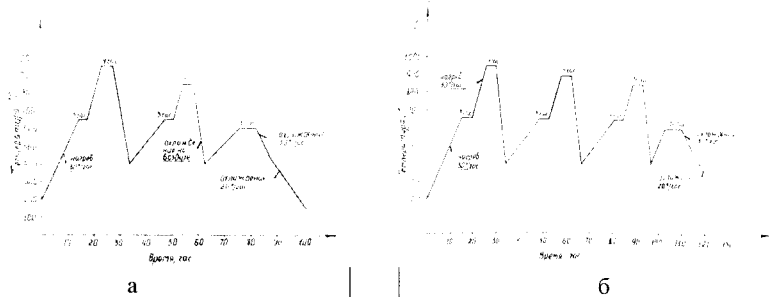


Рис.1. Режимы термической обработки легированной графитизированной стали: а - двойная нормализация; б - тройная нормализация.



Рис. 2. Структура перлита после отжига,  $\times 800$ . Травление 4% раствором азотной кислоты в этиловом спирте: а - отжиг  $850^{\circ}\text{C}$  с предварительным низкотемпературным циклированием; б - отжиг  $850^{\circ}\text{C}$  с низкотемпературной изотермической выдержкой.



Как показали исследования, режимы отжига, как правило, приводят к частичной сфероидизации перлитной матрицы, дроблению цементитной сетки, ее сфероидизации и получению компактного графита. Наиболее полно сфероидизация перлита происходит при предварительном циклировании в интервале низких температур. В случае выдержки при этой температуре, часть перлита остается пластинчатым (рис 2).

Гомогенизирующий отжиг и отжиг с предварительной выдержкой при низкой температуре приводит к наиболее полной сфероидизации графита. Вокруг графитовых включений наблюдается ферритная оторочка, так называемая структура «бычий глаз» (рис. 3.)

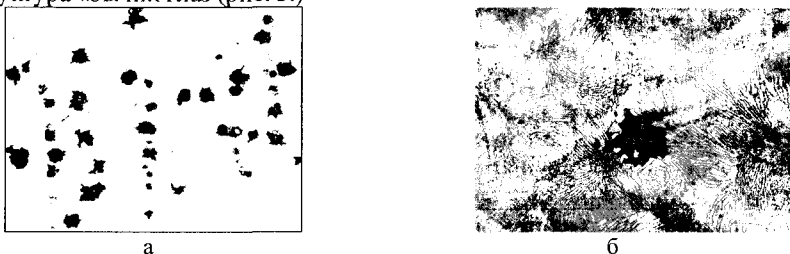


Рис. 3. Структура стали после термообработки: а - до травления 4% раствором кислоты в этиловом спирте; отжиг 850°C с предварительной низкотемпературной изотермической выдержкой; б - после травления: гомогенизирующий отжиг 950°C-850°C.

Зарождение и рост графита в большинстве случаев происходит на подложке (неметаллическом включении), что приводит к ослаблению вредного воздействия последних, т.к. графит обволакивает включения, выступая в роли демпфера.

В результате нормализации, и отжига с нормализацией, получили графит компактной формы. Перлит остается пластинчатым, однако его зерна заметно измельчаются, а включения карбидов сфероидизируются и формируются в отдельные колонии (рис.1.4). Общее количество графита после термообработки во всех отливках увеличивается. Минимальный прирост, а также размер графитовых включений отмечается после отжига с предварительной низкотемпературной обработкой.

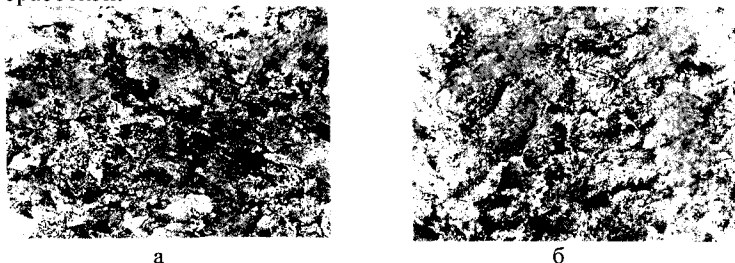


Рис. 4. Микроструктура термообработанной графитизированной стали. Травление 4% раствором азотной кислоты в этиловом спирте: а - 1:100-отжиг 950°C с последующей нормализацией 900°C и отпуском 350°C; б - 1:800 – нормализация 950°C с отпуском 350°C.

Таким образом, исследования влияния различных режимов термической обработки на структуру графитизированной стали показали, что практически все опробованные режимы отжига способствуют сфероидизации перлитной матрицы и формированию компактного графита.

Сопоставляя структуру предварительно деформированной стали и литой стали после обработки по одинаковым режимам. Следует отметить, что в обоих случаях структура металлической матрицы практически одинаковая и состоит из сфероидизированного перлита.

Структура легированной графитизированной стали, определяется не только режимом термообработки, но и количеством легирующих добавок и модификаторов. В сталях с повышенным содержанием марганца существенно измельчается зерно, дробится цементитная сетка. Такая структура отмечается после тройной и двойной нормализации с различными скоростями охлаждения. Дополнительное модифицирование титаном способствует коагуляции карбидов, особенно при обработке по режимам двойной нормализации с ускоренным охлаждением и тройной нормализации.

Анализируя механические свойства, полученные после отжига с предварительной обработкой в области низких температур, а также после отжига с нормализацией, следует отметить, что такая обработка способствует образованию однородной структуры повышению прочности и пластичности. Циклирование в области низких температур приводит к полному дроблению цементита и его сфероидизации, поэтому твердость после обработки на 10-12% выше у стали после отжига с предварительной низкотемпературной выдержкой. В результате режимов термообработки повышаются прочность и пластичность, в среднем, в 1,1-1,6 раз по сравнению со свойствами в литом состоянии.

Термообработка нелегированной графитизированной стали позволяет получить высокий комплекс механических свойств после нормализации при температуре 950°. Обработанная по такому режиму сталь по твердости превосходит литое состояние. Повышение термостойкости металла после термообработки можно объяснить образованием компактных включений графита, которые тормозят распространение трещин термической усталости. Механические свойства термообработанной стали:  $\sigma_{\tau}=700-940$  МПа;  $\sigma_{\tau}=870-1290$  МПа;  $\sigma_m=590,0$  Мпа;  $a_{\tau}=1.5-1,7$  МДж/м<sup>2</sup>;  $\delta=2\%$ ;  $\psi=2,0\%$ ; НВ=321-380.

Исследованиями установлено, что по уровню прочностных и пластических свойств литая графитизированная сталь не уступает кованой, а по твердости, при использовании оптимального режима термообработки, превосходит на 100-170 НВ.

Оценивая уровень свойств легированной графитизированной стали, следует признать оптимальными режимы – двойной и тройной нормализации, а также предварительную низкотемпературную изотермическую выдержку.

На основании проведенных исследований для валков обжимной клетки установлены оптимальные режимы термообработки, обеспечивающие максимальную сфероидизацию перлитной матрицы формирование шаровидных равномерно распределенных включений графита:

а) гомогенизирующий отжиг при 950°C;

- б) отжиг при 850°C с предварительной низкотемпературной или изотермической выдержкой.

### **Анотація**

#### **Структура й властивості заевтектоїдної сталі після термообробки**

*Досліджували вплив різних режимів термообробки на сфероїдизацію графіту, також розглянуті механічні властивості термообробленої сталі. Оцінено вплив легуючих добавок і модифікаторів на властивості графітізованої сталі.*

### **Abstract**

#### **Structure and properties steel after heat treatment**

*Investigated influence of various modes of heat treatment on spheroidal graphite, mechanical properties heat treatment also became considered. Influence of alloying additives and modifiers on properties graphite steels is estimated.*

## ОСОБЕННОСТИ ЧЕРНОВОЙ ОБРАБОТКИ НАПЛАВЛЕННЫХ МАТЕРИАЛОВ РЕЗЦАМИ ИЗ ПСТМ

Коломиец В.В., докт. техн. наук, Еременко М.В., Щерба Ю.Н.

*(Харьковский национальный технический университет  
сельского хозяйства им. П. Василенко)*

*В статье рассмотрено влияние неоднородностей наплавленных материалов на контактные нагрузки и параметры сноса инструментов, и объем разрушенного материала.*

Неоднородность обрабатываемого материала оказывает большое влияние на физико-механические характеристики процесса резания, которые в свою очередь оказывают решающее влияние на работоспособность режущего инструмента и обрабатываемость материалов. Особенно заметно влияние неоднородности материалов при черновой обработке наплавленных материалов. При черновой обработке неоднородных наплавленных материалов лезвийными инструментами основной характеристикой работоспособности режущих инструментов является их износостойкость, которая выражается следующими величинами: относительным поверхностным износом -  $h_{on}$ ; оптимальным относительным поверхностным износом -  $h_{ono}$ ; радиальным износом -  $h_p$ ; износом по задней поверхности инструмента -  $h_z$ ; максимальной стойкостью инструмента -  $T_m$ ; размерной стойкостью инструмента -  $T_p$ ; оптимальной размерной стойкостью инструмента -  $T_{op}$ ; величиной оптимального максимального пути резания -  $L_{om}$ ; оптимальной (максимальной) площадью, обработанной за период максимальной стойкости -  $P_o$ ; оптимальным максимальным объемом съема материала за период максимальной стойкости -  $Q_o$ ; наибольшим числом деталей (шт.), которое можно обработать за период максимальной стойкости  $Ч_o$ .

Наилучшей работоспособностью будет обладать тот инструментальный материал, при обработке которым будут наибольшие величины характеристик работоспособности по стойкости и наименьшие по износу или наилучшие их сочетания [1, 2].

При черновой обработке неоднородных наплавленных материалов, которые имеют макронеровности на наружной поверхности, контактные нагрузки на передней поверхности инструмента будут колебаться с большой амплитудой и частотой, зависящей как от величины макронеровностей, так и от физико-механических свойств срезаемого слоя и характеристик его неоднородности. Поэтому при черновой обработке неоднородных материалов следует определять максимальное и минимальное контактное напряжение, а также частоту их колебаний. Максимальное значение контактной нагрузки  $q_N$  можно определить как величину ударного импульса от максимальной макронеровности, отнесенного к площади среза, что значительно увеличивает контактную нагрузку на режущую кромку инструмента:

$$q_{N \max} = \frac{P_{z \max}}{a \cdot b}.$$

Минимальные значения контактных нагрузок определяются по отношению минимальной силы  $P_{z \min}$ , т.е. в углублении макронеровности, к площади контакта стружки с передней поверхностью реза:

$$q_{N \min} = \frac{P_{z \min}}{a \cdot b}.$$

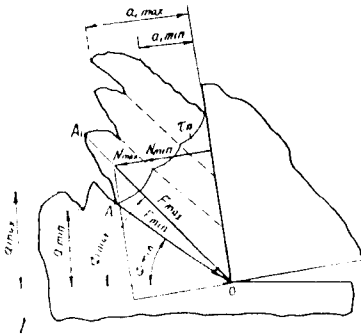


Рис. 1. Схема к расчету взаимосвязи контактных нагрузок с силами стружкообразования при черновом точении неоднородных материалов.

Разность между максимальной и минимальной контактной нагрузкой будет определять величину колебания контактной нагрузки при обработке данного неоднородного материала с учетом его характеристик неоднородности.

Приближенный теоретический расчет максимальных и минимальных контактных давлений можно произвести из рассмотрения условия устойчивости колебательных сил, действующих в зоне резания на переменную плоскость сдвига, рис. 1.

$$q_{N \max} = \frac{\tau_{\varphi}}{\sin \varphi_{\min} \cdot \cos(\varphi_{\min} - \gamma)} - q_F \frac{\sin(\varphi_{\min} - \gamma)}{\cos(\varphi_{\min} - \gamma)};$$

$$q_{N \min} = \frac{\tau_{\varphi}}{l \cdot \sin \varphi_{\max} \cdot \cos(\varphi_{\max} - \gamma)} - q_F \cdot \operatorname{tg}(\varphi_{\max} - \gamma).$$

Из приведенных зависимостей максимальных и минимальных контактных давлений от переменных технологических параметров видно, что контактные давления при обработке неоднородных мате

риалов являются также переменными величинами, зависящими от величины макронеровностей, изменения угла сдвига  $\varphi$  и переднего угла реза. Из-за наличия самых разнообразных макронеровностей и внутренних дефектов, распределение контактных нагрузок при черновой обработке неоднородных материалов будет переменным и не будет подчиняться закономерному распределению по передней поверхности.

Точное определение мгновенных контактных нормальных и касательных напряжений и нагрузок при резании неоднородных материалов может быть выполнено только экспериментальным путем с определением составляющих сил резания и их последующим детальным анализом.

Переменные, колебательные контактные нагрузки и напряжения на передней поверхности инструментом приведут к большему влиянию на характеристики работоспособности инструментов при резании неоднородных материалов, чем при резании сплошных однородных материалов.

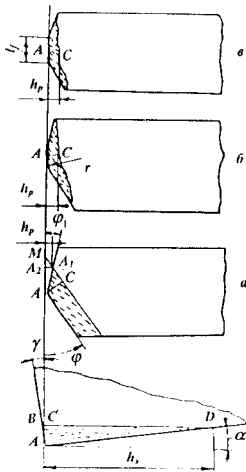


Рис.2. Схема к расчету зависимости радиального износа реза и его износа по задней поверхности.

Для резцов с радиусом при вершине, который при износе реза превращается в площадку износа, параллельную обработанной поверхности, и с зачистным лезвием при вершине, параллельным обработанной поверхности, его можно определить так:

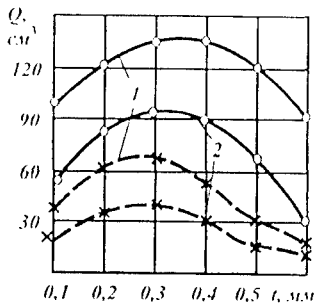


Рис.3. Влияние глубины резания на объем съема неоднородных материалов, наплавленных проволоками: 1 – Нп-30ХГСА; 2 – ПП-Нп-10Х14Т при черновом точении резцами их Х-Х твердого сплава Т15К6 и о-о гексанитар Р при  $V_0=1,5$  м/с;  $S=0,1$  мм/об;  $h_3=0,6$  мм.

Одной из основных характеристик работоспособности инструментов при черновой обработке неоднородных материалов будет относительный поверхностный износ реза по задней поверхности, т.к. при этом процессе равномерный износ инструмента не является определяющим.

Относительный поверхностный износ по задней поверхности определяется

$$h_{\text{онз}} = \frac{h_3 \cdot c \cdot p \cdot \sqrt{K^2 - 2K \cdot \sin \gamma + 1 \cdot \sin \varphi}}{6\lambda \cdot \cos \gamma \cdot P_c \cdot T_M}$$

Из этой формулы видно, что оптимальный поверхностный износ зависит от постоянных и переменных величин, зависящих от степени неоднородности срезаемого слоя.

Для острога точенных резцов существует теоретическая зависимость радиального износа реза от величины его износа по задней поверхности, рис.2

$$h_p = \frac{h_3}{(\text{ctg} \alpha + \text{ctg} \gamma) \cdot (\text{ctg} \varphi + \text{ctg} \varphi_1) \cdot \sin \varphi}$$

$$h_p = \frac{h_3 \cdot \text{tg} \alpha \cdot \text{tg} \gamma}{\text{tg} \alpha + \text{tg} \gamma}$$

Таким образом, при обработке неоднородных материалов резцами из сверхтвердых материалов, имеющих при вершине радиус или зачистное лезвие, теоретически взаимосвязь между радиальным и износом по задней поверхности определяется только передним и главным задним углом. Поэтому от неоднородности обрабатываемого материала они находятся в прямо пропорциональной зависимости и изменяются точно также, как и относительный поверхностный износ.

Одной из наиболее точных характеристик процесса черновой обработки неоднородных материалов, которая может осуществляться за несколько проходов (и при этом необходимо оптимизировать глубину резания), является объем срезанного материала,

который определяется в зависимости от элементов режима резания и стойкости инструмента:

$$Q = T \cdot V \cdot S \cdot t, \text{ мм}^2.$$

Эта характеристика процесса черновой обработки может служить для определения вида наиболее производительной операции черновой обработки неоднородного материала.

На рис.3 представлены графики зависимости объема срезанного материала от глубины резания при черновом точении неоднородных материалов, наплавленных проволокой Нп-3ОХГСА и ПП-Нп-10Х14Т резцами из гексанида-Р. Как видим, зависимости носят экстремальный характер при выбранных скоростях резания и подачах. Поэтому эта характеристика черновой обработки неоднородных материалов может быть оптимизирована и тем самым определена оптимальная глубина резания при которой работоспособность режущего инструмента будет максимальной с наибольшей производительностью процесса.

Таким образом, следует заметить, что при выборе характеристики черновой обработки необходимо учитывать влияние на нее всех характеристик неоднородности обрабатываемого материала.

#### Список литературы

1. Марков А.Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 278с.
2. Маталин А.А. Технологические методы повышения долговечности деталей машин. – К.: Техника, 1971. – 141с.

#### Анотація

#### Особливості чергової обробки наплавлених матеріалів різцями з ПСТМ

*У статті розглянуто вплив неоднорідностей наплавлених матеріалів на контактні навантаження та параметри зносу інструментів і об'єм зруйнованого матеріалу.*

#### Abstract

#### Peculiarities of the rough machining of the deposited melted material using PSTM khives

*The influence produced by the in homogeneities of the deposited melted materials on the contact loads and the influence produced by the wear parameters of instruments on the amount of the cut-off material have been considered.*

## ЗАВИСИМОСТЬ УСИЛИЙ И НАПРЯЖЕНИЙ ПРОЦЕССА СРЕЗАНИЯ СТРУЖКИ ОТ НЕОДНОРОДНОГО СТРОЕНИЯ КОРНЕПЛОДА САХАРНОЙ СВЕКЛЫ

Фабричникова И.А., Коломиец В.В., докт. техн. наук  
(Харьковский национальный технический университет  
сельского хозяйства имени Петра Василенко)

*Теоретически обосновано и рассчитано влияние неоднородного строения корнеплодов сахарной свеклы на мгновенные и усредненные силы срезания стружки.*

Процесс срезания свекловичной стружки из корнеплода сахарной свеклы проходит при больших колебаниях динамических нагрузок на ножи свеклорезок. Исследование динамики срезания стружки представляет большие трудности из-за отсутствия крепления свеклы и ее беспорядочного расположения в свеклорезке. Поэтому изучение особенностей динамики процесса превращения различных слоев сахарной свеклы в стружку является актуальным и представляет научный интерес.

На силы резания неоднородных слоев сахарной свеклы большое влияние оказывает превращение поверхностных ее слоев в стружку, когда резко меняется объем среза и характер строения свеклы. Известно, что поверхностные слои свеклы (корка) являются более твердыми в сравнении с внутренними, и особенно с серединными слоями. Кроме того, именно в поверхностных слоях встречаются различные микропримеси земли, песка и сорняков, которые приводят к значительному колебанию динамики процесса резания.

Мгновенные углы и плоскости сдвига при срезании стружки на протяжении резания одного корнеплода будут постоянно колебаться, т.к. будет изменяться положение окружной равнодействующей силы на передних поверхностях ножа. Постоянное колебание толщины срезаемого слоя с различных поверхностей сахарной свеклы, вызванное микронеровностями на поверхности и неоднородного (волоконного) внутреннего ее строения, предсказывает непостоянство касательных напряжений среза, характерных для процесса срезания стружки. Поэтому величина касательных напряжений в момент образования отдельно взятой свекловичной стружки будет величиной переменной и зависящей, в большей мере, от неоднородности различных слоев корнеплода свеклы, как по длине, так и в поперечном его сечении.

Введем понятие коэффициента неоднородного строения сахарной свеклы -  $K_H$ , как произведение частных коэффициентов отдельных его величин:

$$K_H = K_{MN} \cdot K_{HD} \cdot K_{HC} \cdot K_M, \quad (1)$$

где  $K_{MN}$  - коэффициент, зависящий от макронеровностей на поверхности свеклы с учетом примесей;  $K_{HD}$  - коэффициент неоднородного строения по длине корнеплода;  $K_{HC}$  - коэффициент неоднородного строения в поперечном



сечении;  $K_M$  - коэффициент неоднородности мягких срединных слоев с учетом волокнистых жестких образований.

Величина  $K_H$  изменяется от 2,0 до 0,5, при соотношении составляющих  $K_{MH} : K_{HD} : K_{HC} : K_H = 1,0 : 0,3 : 0,5 : 0,1$ .

Расчет всех величин частных коэффициентов неоднородного строения сахарной свеклы следует выполнять по плотности их распределения, средней величине, дисперсии, по коэффициенту вариации, рассчитанным по экспериментальным данным.

Определим значение сил сдвига, сил действующих в направлении срезания стружки и сил трения стружки на передней поверхности отдельной секции безреберного свеклорезного ножа, наиболее широко применяемого для срезания сахарной свеклы в стружку [1].

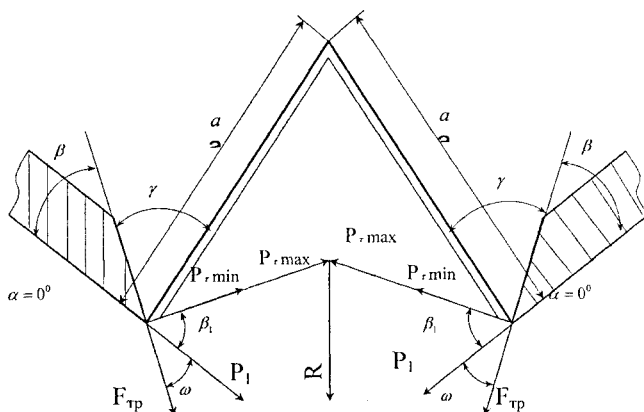


Рис. 1 Схема сил, участвующих в процессе срезания стружки с сахарной свеклы одной секцией свеклорезного ножа,  $\gamma$  - передний угол  $\sim 60^\circ$ ;  $\alpha$  - задний угол  $= 0^\circ$ ;  $\beta$  - угол заострения  $\sim 30^\circ$ ;  $\beta_1$  - угол сдвига;  $\omega \approx \varphi$  - угол трения  $\sim 30^\circ$ ;  $a$  - длина лезвия  $\sim 70$  мм;  $\beta_1 + \omega = 90^\circ$ .

Сила сдвига свекловичной стружки в одной ромбической секции ножа может быть выражена (рис.1):

$$P_\tau = \frac{K_H \cdot \tau_{cp} \cdot a^2}{\sin \beta_1},$$

где  $K_H$  - коэффициент неоднородности;  $\tau_{cp}$  - касательное напряжение среза, Па;  $a$  - длина одного лезвия секции ножа, м;  $\beta_1$  - угол сдвига ромбической стружки при шаге секций 8,25 мм.

Из-за неоднородного строения свеклы и ее различного хаотического положения в момент срезания стружки все составляющие в этой зависимости будут переменными по величине. Поэтому значение и силы сдвига при образовании стружки не постоянно по величине и направлению.

стружки не постоянно по величине и направлению.

С другой стороны, согласно рис.1 эту силу сдвига можно определить геометрически:

$$P_{\tau} = P_1 \frac{\cos(\omega + \beta_1)}{\cos \omega}, \quad (3)$$

где  $\omega$  - угол трения, среднее значение которого равно  $30^\circ$ , что соответствует среднему значению коэффициента трения сахарной свеклы о сталь  $f = 0,57$ , который в пределах одного среза может изменяться от 0,1 - в контакте с жидкой фазой свеклы до 0,7 при срезании корки корнеплода с примесями.

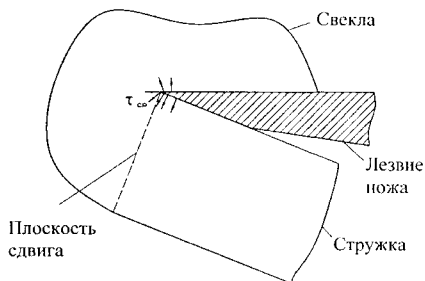


Рис. 2 Схема образования стружки.

На рис.2 приведена схема образования стружки с зоной деформации среза, в которой происходит самозатачивание лезвий свеклорезного ножа [2].

Из сравнения уравнений 2 и 3 определим силу  $P_1$  действующую на передней поверхности лезвия в направлении окружной скорости резания [3]

$$\frac{K_H \cdot \tau_{cp} \cdot a^2}{\sin \beta_1} = P_1 \frac{\cos(\omega + \beta_1)}{\cos \omega}; \quad P_1 = \frac{K_H \cdot \tau_{cp} \cdot a^2 \cdot \cos \omega}{\sin \beta_1 \cdot \cos(\omega + \beta_1)}. \quad (4)$$

Из приведенных зависимостей силы сдвига (2) и окружной силы среза (4) видно, что для их определения недостаточно знания значений входящих в формулы величин, т.к. они в каждый момент времени являются переменными из-за большой неоднородности срезаемых слоев и поверхностей корнеплодов сахарной свеклы, которые могут принимать различное положение в свеклорезке по отношению к режущим лезвиям ножа [4, 5].

Если принять ромбическое сечение свекловичной стружки соответствующее размерам и расположению лезвий ножа и с учетом коэффициента неоднородности срезаемых слоев свеклы окружная сила будет складываться с силой сдвига и силой трения, суммарная составляющая которой будет также направлена по направлению среза.

Если принять для расчетов экспериментальное значение касательного напряжения среза для сахарной свеклы равным  $\tau_{cp} = 1000$  МПа, длину лезвия ножа  $a = 0,07$  м, угол сдвига  $\beta_1 = 85^\circ$ , угол трения  $\omega = 30^\circ$ , который обеспечивает условия самозатачивания ножей при  $\beta \sim 30^\circ$ , то сила сдвига, при минимальном коэффициенте неоднородности слоев сахарной свеклы  $K_H = 0,5$ , будет равна  $P_{\tau} = 5$  Н, а окружная сила среза  $P_1 \sim 9$  Н, а сила трения  $F_{TP} = P_{\tau} \cdot f \approx 3$  Н. Тогда суммарная сила среза одним лезвием ножа будет равна:

$$R_1 = P_{\tau} + P_1 + F_{TP} \approx 5 + 9 + 3 \approx 17 \text{ Н}. \quad (5)$$

Если учесть, что все 40 лезвий ножа полностью работают, то мгновенная

суммарная сила среза стружки сахарной свеклы одним ножом достигнет 680Н. Однако, полной нагрузки нож никогда не испытывает, а его загрузка по разным данным в среднем достигает всего 30%, чему соответствует средняя окружная сила среза - 200Н. Точное определение суммарной средней силы среза стружки не представляется возможным [6].

Мгновенные величины переменных сил среза могут быть определены с помощью высокочувствительных и высокочастотных динамометров с использованием пьезо- и термодатчиков. Однако мгновенные силы среза при срезании стружки не представляют научного значения.

Таким образом, проведенное рассмотрение влияния неоднородного строения сахарной свеклы на динамику процесса срезания стружки показало, что такой подход к определению окружной силы среза является только теоретическим со многими граничными условиями.

#### Список литературы

1. Фабричнікова І. А., Коломієць В. В. Комплексний підхід до підвищення якості бурякорізних ножів. // Вісник ХНТУСГ ім. П. Василенка. Вип. 41 «Механізація сільськогосподарського виробництва». Харків, 2005р.
2. Кайдалов А.А., Истомин Е.И., Повышение долговечности свеклорезных ножей. // Цукор Україна. 2005. № 4(42). - С.13-16.
3. Адаменко А.П. Отримання бурякової стружки. Узагальнення досвіду.// Націон. асоціація цукровиків України УКРЦУКОР, Київ, 2002. - 32 с.
4. Гребенюк С.М., Велик В.Г., Щербаков А.М. Усилие на ноже при резании сахарной свеклы.// Известия вузов СССР. Пищевая технология, 1982. № 6 - С.88-94.
5. Гребенюк С.М., Щербаков С.М. Исследование силовых взаимодействий сахарной свеклы с барабаном свеклорезок // Сахарная промышленность. 1981. №2 - С.22-25.
6. Клименко М.Н. и др. Резание пищевых продуктов лезвием // Пищевая технология. - Известия вузов СССР, г. Краснодар, 1977. №3 - С.90-93.

#### Анотація

#### **Залежність зусиль та напружень процесу зрізання стружки від неоднорідної будови коренеплоду цукрового буряка**

*Теоретично обтунтовано та розраховано вплив неоднорідної будови коренеплодів цукроєих буряків на титтєві і усереднені сили зрізання стружки.*

#### Abstract

#### **Efforts and pressure dependence of the cutting waste process on heterogeneity of the sugar beet storage root texture**

*The influence of nonuniform sugar beet root structure on the impulsive and averaged forces of clipping the cutting waste was theoretically founded and figured.*

## ТЕОРИЯ ФОРМИРОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ПОД ВЛИЯНИЕМ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

**Новиков Г.В., канд. техн. наук**  
(Научный центр НТК "Эльбор", г. Харьков)

*В работе предложен теоретический подход к расчету и анализу параметров точности обработки с учетом упругих перемещений в технологической системе.*

Точность обработки является одним из основных наиболее актуальных и проблемных вопросов технологии машиностроения [1-4]. Несмотря на чрезвычайно большое количество научных трудов, посвященных данному вопросу, до настоящего времени отсутствует достаточно полное физико-математическое представление точности обработки. Поэтому целью работы является разработка теоретического подхода к расчету и анализу параметров точности обработки с учетом упругих перемещений в технологической системе.

**Математическая модель упругих перемещений при механической обработке материалов.** Точность обработки зависит от многих факторов, обусловленных силами и температурой резания, способом базирования детали, жесткостью станка, инструмента, приспособления и т.д. Как показывает практика, определяющее влияние на точность оказывает силовой фактор, вызывающий погрешности обработки в связи с упругими перемещениями  $y$  в технологической системе:

$$y = \frac{P_y}{c}, \quad (1)$$

где  $P_y$  — радиальная составляющая силы резания, Н;  $c$  — приведенная жесткость системы, Н/м.

Представим радиальную составляющую силы резания  $P_y$  в виде:

$$P_y = \frac{P_z}{K_{рез}}, \quad (2)$$

где  $P_z = \sigma \cdot S$  — тангенциальная составляющая силы резания, Н;  $\sigma$  — условное напряжение резания, Па;  $K_{рез}$  — коэффициент резания;  $S$  — площадь среза, м<sup>2</sup>;  $S = Q_0 / V_{рез}$ ;  $Q_0 = t \cdot S_{прод} \cdot V_{рез}$  — номинальная производительность обработки при продольном точении, м<sup>3</sup>/с;  $t$  — глубина резания, м;  $S_{прод}$  — продольная подача на оборот детали, м/об;  $V_{рез}$  — скорость резания, м/с.

Тогда при однопроходном резании:

$$y = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{t \cdot S_{прод}}{c} = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_0}{V_{рез}} \cdot \frac{1}{c}. \quad (3)$$

Упругое перемещение  $y$  тем меньше, чем меньше отношение  $\sigma / K_{рез}$ , производительность  $Q_0$  и больше скорость резания  $V_{рез}$  и жесткость  $c$ .

При многопроходной обработке линейный съём материала  $\Delta$  определяется:

$$\Delta = n \cdot t - y, \quad (4)$$

где  $n = \tau / \tau_0$  текущее число проходов (при продольном точении) или число оборотов детали (при радиальном точении);  $\tau$  текущее время, с;  $\tau_0 = \pi \cdot D_{дем} / V_{рез}$  время одного оборота детали (при радиальном точении) или  $\tau_0 = l_{дем} / S_{прод}$  время одного прохода (при продольном точении), с;  $D_{дем}$  диаметр обрабатываемой детали, м;  $l_{дем}$  длина хода при продольном точении, м.

С учетом зависимости  $\Delta = v / \pi \cdot D_{дем} \cdot l_{дем}$  (где  $v$  объем снятого материала, м<sup>3</sup>), текущего значения производительности обработки  $Q$  (определяемой зависимостью  $Q = \frac{dv}{d\tau}$ ) и зависимости (3), уравнение (4) примет вид [2]:

$$\frac{dv}{d\tau} + M \cdot v = N \cdot \tau, \quad (5)$$

$$\text{где } M = \frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\pi \cdot D_{дем} \cdot l_{дем} \cdot \sigma}, \quad N = \frac{V_{рез}^2 \cdot K_{рез} \cdot c \cdot t}{\pi \cdot D_{дем} \cdot \sigma}.$$

Используя известное решение данного класса дифференциальных уравнений, определим параметр  $v$ :

$$\begin{aligned} v &= \left[ \int d\tau \cdot N \cdot \tau \cdot e^{[M \cdot \tau]} + C_1 \right] \cdot e^{-[M \cdot \tau]} = \\ &= \left[ \int N \cdot e^{M \cdot \tau} \cdot \tau \cdot d\tau + C_1 \right] \cdot e^{-M \cdot \tau} = \left[ \frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} \cdot \left( \tau - \frac{1}{M} \right) + C_1 \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}. \end{aligned} \quad (6)$$

Соответственно производительность обработки  $Q = \frac{dv}{d\tau}$  определится:

$$Q = \left[ \frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} - C_1 \cdot M \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}. \quad (7)$$

Постоянная интегрирования  $C_1$  определяется из начального условия  $y(\tau=0)=0$  с учетом зависимостей (6) и (3), рассматривая в последней вместо  $Q_0$  параметр  $Q$ :

$$C_1 = \frac{N}{M}. \quad (8)$$

После подстановки выражения (8) в (6) и (7) получим зависимости для определения объема снятого материала  $v$ , текущих значений производительности обработки  $Q$  и упругого перемещения  $y$ :

$$v = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{дем} \cdot l_{дем} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дем} \cdot l_{дем} \cdot \sigma}} \right), \quad (9)$$

$$Q = Q_0 \cdot \left( 1 - e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{осм}^2 \cdot \sigma}} \right), \quad (10)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{осм}^2 \cdot \sigma}} \right). \quad (11)$$

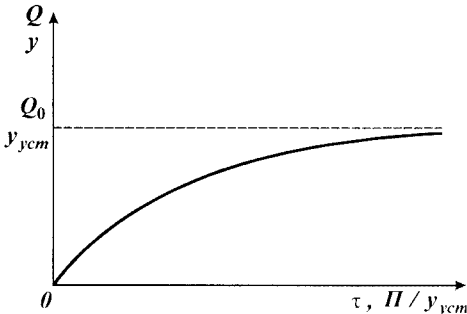


Рис. 1. Зависимости производительности обработки  $Q$  и упругого перемещения  $y$  от времени обработки  $\tau$  (или  $\Pi / y_{уст}$ ).

Производительность обработки  $Q$  и упругое перемещение  $y$  с течением времени увеличиваются, асимптотически приближаясь к значениям  $Q_0$  и  $y_{уст}$ , рис. 1. Установившееся значение  $y_{уст}$  определяется из зависимости (3), т.е.

$$y_{уст} = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_0}{V_{рез}} \cdot \frac{1}{c}. \quad (12)$$

При продолжном точении  $\tau = n \cdot \tau_0 = \frac{\Pi}{t} \cdot \frac{l_{осм}}{S_{прод}}$ , где  $\Pi$  – снятый припуск, м. Тогда зависимости (10) и (11) с учетом зависимости

(12) упростятся и примут вид:

$$Q = Q_0 \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{уст}}} \right), \quad (13)$$

$$y = y_{уст} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{уст}}} \right). \quad (14)$$

В данном случае переменной величиной является отношение  $\Pi / y_{уст}$ . С увеличением данной величины производительность обработки  $Q$  и упругое перемещение  $y$  увеличиваются, асимптотически приближаясь к значениям  $Q_0$  и  $y_{уст}$ , рис. 1. Следовательно, увеличить производительность обработки  $Q$  можно за счет увеличения отношения  $\Pi / y_{уст}$ , т.е. за счет увеличения снимаемого припуска  $\Pi$  или уменьшения величины  $y_{уст}$ .

Уменьшить упругое перемещение  $y$  можно уменьшением  $\Pi$ . Это снижает время обработки.

При  $\Pi / y_{уст} > 3$  второе слагаемое в зависимости (14) становится бесконечно малым и выполняется условие  $y \cong y_{уст}$ , т.е. упругое перемещение  $y$  не за-

висит от снимаемого припуска  $\Pi$ . Исходя из этого, следует рассматривать два диапазона изменения величины  $y$ :  $\Pi < 3y$  и  $\Pi > 3y$ . В первом диапазоне справедливо неравенство  $y < y_{уст}$  (соответственно  $Q < Q_0$ ). Во втором диапазоне справедливо условие  $y \cong y_{уст}$  (соответственно  $Q \cong Q_0$ ). На практике в основном имеет место случай  $\Pi > 3y$ .

Уменьшение величины  $y_{уст}$ , исходя из зависимости (14), неоднозначно влияет на характер изменения величины  $y$ , т.к. первый множитель уменьшается, а второй, заключенный в скобки, увеличивается. Для оценки влияния величины  $y_{уст}$  на  $y$ , введем новую безразмерную переменную  $\alpha = \Pi / y_{уст}$ . Тогда зависимость (14) выразится

$$y = \frac{\Pi}{\alpha} \cdot (1 - e^{-\alpha}). \quad (15)$$

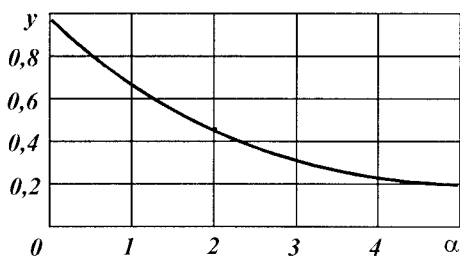


Рис. 2. Зависимость величины  $y$  от  $\alpha$ .

Характер изменения величины  $y$  от  $\alpha$  для  $\Pi=1$  показан на рис. 2. С увеличением  $\alpha$  функция  $y$  уменьшается. Это соответствует уменьшению величины  $y$  с уменьшением  $y_{уст}$ . Следовательно, основным условием уменьшения упругого перемещения при обработке  $y$  является уменьшение величины

$y_{уст}$ , определяемой зависимостью (12).

Разложим экспоненциальную функцию в степенной ряд:

$$e^{-\frac{\Pi}{y_{уст}}} = 1 - \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{уст}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{уст}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{уст}}\right)^3}{3!} + \dots$$

Тогда зависимость (14) примет вид:

$$y = \Pi \cdot \left[ 1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{\Pi}{y_{уст}} + \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{\Pi}{y_{уст}}\right)^2 - \dots \right].$$

При  $\frac{\Pi}{y_{уст}} \rightarrow 0$  (что соответствует увеличению  $y_{уст}$ ) выполняется условие  $y \rightarrow \Pi$ . Оно обусловлено отсутствием съема материала в процессе обработки, вследствие недостаточной режущей способности инструмента. Для уменьшения  $y$  необходимо обеспечить уменьшение величины  $y_{уст}$ .

**Общее решение дифференциального уравнения интенсивности съема материала с учетом упругих перемещений в технологической системе.** Выше проведен анализ решения дифференциального уравнения (5) с учетом начально-

го условия  $y(\tau=0)=0$ . Если принять начальное условие в виде  $y(\tau=0)=y_0$ , то получим общее решение дифференциального уравнения (5). В этом случае постоянная интегрирования  $C_1$  с учетом зависимости (7) определится:

$$C_1 = \frac{N}{M} - \frac{y_0 \cdot V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c}{M \cdot \sigma}. \quad (16)$$

После подстановки выражения (16) в (6) и (7), получим зависимости для определения объема снятого материала  $v$ , текущих значений производительности обработки  $Q$  и упругого перемещения  $y$  [5]:

$$v = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c} +$$

$$+ \left( \frac{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c} - \pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot y_0 \right) \cdot e^{-\frac{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}, \quad (17)$$

$$Q = Q_0 - \left( Q_0 - \frac{y_0 \cdot V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{-\frac{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}, \quad (18)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c} - \left( \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c} - y_0 \right) \cdot e^{-\frac{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}. \quad (19)$$

Введем обозначения:  $y_{ycm} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c}$ ,  $\bar{\beta} = \frac{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}$ .

Тогда зависимости (18) и (19) примут вид:

$$Q = Q_0 - \left( Q_0 - \frac{y_0 \cdot V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}, \quad (20)$$

$$y = y_{ycm} - (y_{ycm} - y_0) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}. \quad (21)$$

Характер изменения параметров  $Q$  и  $y$  с течением времени обработки показан на рис. 3. При  $Q_0 < \frac{y_0 \cdot V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c}{\sigma}$  и  $y_{ycm} < y_0$  выполняются условия

$Q > Q_0$ ,  $y > y_{ycm}$  (кривая 1). При  $Q_0 > \frac{y_0 \cdot V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c}{\sigma}$  и  $y_{ycm} > y_0$  выполняются условия

$Q < Q_0$ ,  $y < y_{ycm}$  (кривая 3). При  $Q_0 = \frac{y_0 \cdot V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c}{\sigma}$  и  $y_{ycm} = y_0$  выполняются условия  $Q = Q_0$ ,  $y = y_{ycm}$  (кривая 2).

Средняя производительность обработки за время  $\tau_1$  для трех кривых, представленных на рис. 3, будет различна. Так, если через фиксированную точку с координатами  $Q, \tau_1$  провести семейство кривых  $Q - \tau$ , то наибольшая средняя производительность обработки будет иметь место при  $y_{ycm} < y_0$ , а наименьшая – при  $y_0 = 0$ .



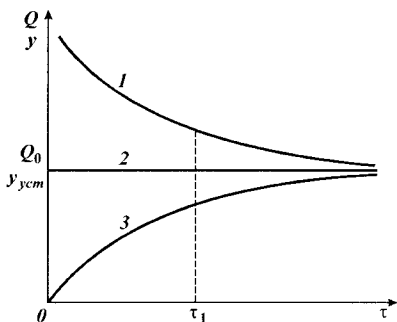


Рис. 3. Зависимости производительности обработки  $Q$  и упругого перемещения  $y$  от времени обработки  $\tau$ .

Чем больше  $y_0$ , тем больше средняя производительность. Из преобразованной зависимости (21)

$$y = y_{ycm} \cdot [1 - e^{(-\beta \cdot \tau)}] + y_0 \cdot e^{(-\beta \cdot \tau)} \quad (22)$$

следует, что наибольшее значение  $y_0$  (для заданных значений  $y$  и  $\tau = \tau_1$ ) достигается при  $y_{ycm} = 0$ . Следовательно, наиболее производительной схемой обработки с учетом ограничения по точности обработки (определяемой величиной упругого перемещения  $y$  от времени обработки  $\tau$ ) является жесткая схема без поперечной подачи ( $Q_0 = 0$ ) с начальным натягом  $y_0$  в технологической системе.

Текущие значения  $Q$  и  $y$  в данном случае определяются зависимостями:

$$Q = \left( \frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{оem} \cdot l_{оem} \cdot \sigma}}, \quad (23)$$

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{оem} \cdot l_{оem} \cdot \sigma}}. \quad (24)$$

Чем больше значения  $V_{рез}, K_{рез}, c$  и меньше  $y_0, D_{оem}, l_{оem}, \sigma$ , тем быстрее достигается заданная точность обработки. Очевидно, наибольшее значение  $y_0$  может быть равно величине снимаемого припуска  $II$ . Для выполнения этого условия, исходя из зависимости (23), необходимо, чтобы максимально возможная производительность обработки  $Q$ , обусловленная режущими свойствами инструмента, была равна или соизмерима со значением  $\frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma}$  при  $\tau = 0$ .

Из приведенных данных вытекает, что, создавая в технологической системе предварительный натяг  $y_0$ , можно реализовать условие  $Q > Q_0$ .

С учетом устойчивости процесса резания (в частности, процесса шлифования) во времени эффективно также реализовать случай  $Q = Q_0$ , т.е. условие  $Q_0 = \frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma}$ . Существуют два пути его осуществления:

1. Ускоренное врезание шлифовального круга в обрабатываемую деталь до создания требуемого натяга  $y_0$  в технологической системе, а затем шлифование с номинальной производительностью обработки  $Q = Q_0$  (этап черного шлифования). Для обеспечения требуемой точности обработки, равной величине  $y$ , необходимо уменьшить натяг в технологической системе от значения  $y_0$  до значения  $y$ . Это достигается введением этапа выхаживания (шлифования с отключенной поперечной подачей, т.е.  $Q_0 = 0$ ). Таким

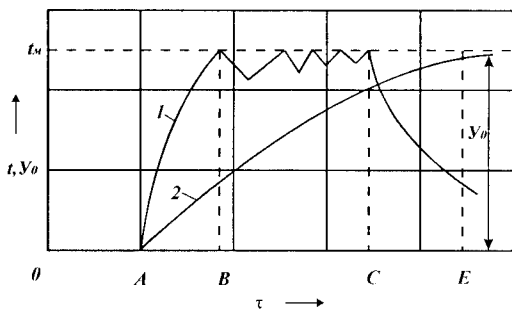


Рис. 4. Характер изменения упругого перемещения с течением времени обработки: 1 – автоматизированный цикл шлифования; 2 – неустановившийся процесс шлифования.

образом, мы вышли на известный автоматизированный цикл круглого наружного шлифования (кривая 1, рис. 4), включающего этап ускоренного врезания шлифовального круга в обрабатываемую деталь (участок АВ), затем этап черного шлифования (участок ВС) и этап выхаживания (участок СЕ). На рис. 4 показан также характер изменения упругого перемещения с течением времени обработки для неустановившегося процесса шли-

фованния (кривая 2).

2. Шлифование по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием

$$P_{y_0} = c \cdot y_0 = \frac{Q_0 \cdot \sigma}{V_{рез} \cdot K_{рез}}, \text{ где } V_{рез} = V_{кр} \text{ скорость шлифовального круга, м/с.}$$

Таким образом, кардинальным решением проблемы повышения производительности обработки при недостаточной жесткости технологической системы является применение автоматизированных циклов шлифования по жесткой схеме с предварительным созданием натяга  $y_0$ , а также применение упругой схемы шлифования с фиксированным радиальным усилием.

**Формирование параметров точности обработки с учетом погрешности формы заготовки.** При неравномерном снимаемом припуске (погрешности формы заготовки) важно обеспечить точность обработанной детали. Предположим, минимальный снимаемый припуск равен  $\Pi_{min}$ , максимальный  $\Pi_{max}$ . Исходя из зависимости (14), минимальное  $y_{min}$  и максимальное  $y_{max}$  значения погрешности обработки, вызванные упругим перемещением в технологической системе, определяются

$$y_{min} = y_{ycm} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{ycm}}} \right), \quad (25)$$

$$y_{max} = y_{ycm} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{ycm}}} \right). \quad (26)$$

Погрешность формы обработанной детали  $\Delta y = y_{max} - y_{min}$  равна

$$\Delta y = y_{ycm} \cdot e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{ycm}}} \cdot \left( e^{\frac{\Delta \Pi}{y_{ycm}}} - 1 \right), \quad (27)$$

где  $\Delta\Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}$ .

Чем больше погрешность формы заготовки  $\Delta\Pi$ , тем больше погрешность формы обработанной детали  $\Delta y$ . При  $\Delta\Pi = 0$  выполняется условие  $\Delta y = 0$ . При заданном значении  $\Delta\Pi$  уменьшить  $\Delta y$  можно увеличением  $\Pi_{max}$ .

Для оценки влияния величины  $y_{уст}$  на  $\Delta y$  зависимость (27) преобразуем с

учетом  $\alpha = \Pi_{max} / y_{уст}$ :

$$\Delta y = \frac{\Pi_{max}}{\alpha} \cdot e^{-\alpha} \cdot \left[ e^{\frac{\alpha \Delta\Pi}{\Pi_{max}}} - 1 \right]. \quad (28)$$

При постоянных значениях  $\Pi_{max}$ ,  $\Delta\Pi = const$  с увеличением коэффициента  $\alpha$  (что соответствует уменьшению величины  $y_{уст}$ ) значение функции  $\Delta y / \Pi_{max}$ , определяемое зависимостью (28), уменьшается, рис. 5. Следовательно,

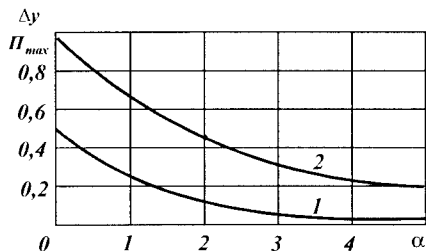


Рис. 5. Зависимость  $\Delta y / \Pi_{max}$  от  $\alpha$ :  
1 -  $\Delta\Pi / \Pi_{max} = 0,01$ ; 2 -  $\Delta\Pi / \Pi_{max} = 0,5$ .

уменьшить  $\Delta y$  можно уменьшением величины  $y_{уст}$ .

При одновременном обеспечении требований по точности размера  $y_{max}$  и формы обработанной детали  $\Delta y$  оптимальные условия обработки необходимо определять из системы уравнений:

$$\begin{cases} y_{max} = y_{уст} \cdot \left[ 1 - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}} \right] \\ \Delta y = y_{уст} \cdot e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}} \cdot \left[ e^{\frac{\Delta\Pi}{y_{уст}}} - 1 \right]. \end{cases} \quad (29)$$

Здесь значения параметров  $y_{max}$ ,  $\Delta y$ ,  $\Delta\Pi$  заданы, необходимо определить значения  $\Pi_{max}$  и  $y_{уст}$ . Для этого первое уравнение разрешим относительно

функции  $e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}}$  и полученное выражение подставим во второе уравнение:

$$\frac{\Delta y}{y_{уст} - y_{max}} = e^{\frac{\Delta\Pi}{y_{уст}}} - 1. \quad (30)$$

Из полученного уравнения (30) численным методом определяются значения  $y_{уст}$ , а из первого уравнения системы (29) — значения  $\Pi_{max}$ .

**Условия исправления погрешности формы заготовки.** Представим зависимость (27) в виде:

$$\Delta y = y_{ycm} \cdot \left( e^{-\frac{H_{min}}{y_{ycm}}} - e^{-\frac{H_{max}}{y_{ycm}}} \right). \quad (31)$$

Разложим экспоненциальные функции в степенной ряд:

$$e^{-\frac{H_{max}}{y_{ycm}}} = 1 - \frac{\left(\frac{H_{max}}{y_{ycm}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{H_{max}}{y_{ycm}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{H_{max}}{y_{ycm}}\right)^3}{3!} + \dots, \quad (32)$$

$$e^{-\frac{H_{min}}{y_{ycm}}} = 1 - \frac{\left(\frac{H_{min}}{y_{ycm}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{H_{min}}{y_{ycm}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{H_{min}}{y_{ycm}}\right)^3}{3!} + \dots \quad (33)$$

Ограничиваясь тремя первыми слагаемыми в разложениях (32) и (2.33), зависимость (31) примет вид:

$$\Delta y = \Delta \Pi \cdot \left( 1 - \frac{P_{cp}}{y_{ycm}} \right), \quad (34)$$

где  $P_{cp} = \frac{H_{min} + H_{max}}{2}$ ;  $\Delta \Pi = H_{max} - H_{min}$ .

Исходя из приближенной зависимости (34), величина  $\Delta y$  тем меньше, чем меньше  $\Delta \Pi$ ,  $y_{ycm}$  и больше  $P_{cp}$ .

Выразим величину  $y_{ycm}$  зависимостью (12), тогда:

$$\Delta y = \Delta \Pi \cdot \left( 1 - \frac{P_{cp} \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{Q_0 \cdot \sigma} \right). \quad (35)$$

В общем случае уменьшить величину  $\Delta y$  можно уменьшением параметров  $\Delta \Pi$ ,  $Q_0$ ,  $\sigma$  и увеличением  $P_{cp}$ ,  $V_{рез}$ ,  $K_{рез}$ ,  $c$ .

При определенных значениях  $V_{рез}$ ,  $K_{рез}$ ,  $\sigma$ ,  $Q_0$ , независимо от значений  $\Delta \Pi$ ,  $P_{cp}$  и  $c$ , второй множитель в зависимости (35) может быть уменьшен до нуля. Чем больше  $P_{cp}$  и меньше  $\Delta \Pi$ , тем проще обеспечить требуемую точность обработки  $\Delta y$ . При небольшом значении  $P_{cp}$  необходимо уменьшить  $Q_0$  и увеличить  $V_{рез}$ .

Второй множитель зависимости (35), по сути, является передаточной функцией между погрешностью формы заготовки  $\Delta \Pi$  и погрешностью формы обработанной детали  $\Delta y$ . Численно передаточная функция меньше единицы.

При значениях передаточной функции, близкой к единице, выполняется условие  $\Delta y \rightarrow \Delta \Pi$ , т.е. имеет место копирование в процессе обработки погрешности формы заготовки. Это происходит при больших значениях  $P_{cp}$ ,  $V_{рез}$ ,  $K_{рез}$ ,  $c$  и относительно больших значениях  $Q_0$  и  $\sigma$ , например, при резании недостаточно острым инструментом.

Передаточная функция соответствует принятому в технологии машино-

строения [1] коэффициенту уточнения погрешности  $k_y$ ,

$$k_y = \frac{\Delta y}{\Delta \Pi} = \left( 1 - \frac{\Pi_{cp} \cdot V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c}{Q_0 \cdot \sigma} \right). \quad (36)$$

Обратная величина называется уточнением  $l_y$ . В большинстве случаев  $l_y > 1$ . Следовательно, с увеличением продолжительности обработки (что соответствует увеличению  $\Pi_{cp}$ ) снижается погрешность и повышается точность обработки. Это согласуется с зависимостью (36), т.к. с увеличением  $\Pi_{cp}$  второй множитель уменьшается и уменьшает величину  $\Delta y$ .

**Исправление погрешности формы заготовки при обработке без поперечной подачи с начальным натягом в технологической системе (на этапе выхаживания).** Принимая в зависимости (24) натяг в технологической системе  $y_0$ , равным соответственно минимальному  $\Pi_{min}$  и максимальному  $\Pi_{max}$  значениям снимаемого припуска, погрешность формы заготовки опишется:

$$\begin{cases} y_{min} = \Pi_{min} \cdot e^{-\frac{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}, \\ y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-\frac{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}, \end{cases} \text{ или } \Delta y = y_{max} - y_{min} = \Delta \Pi \cdot e^{-\frac{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}},$$

где  $\Delta \Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}$ .

С течением времени обработки  $\tau$  величина  $\Delta y$  уменьшается тем быстрее, чем меньше  $\Delta \Pi$  и больше параметры  $V_{pez}, K_{pez}, c$ .

При одновременном выполнении требований по точности формы и размера обработанной детали (т.е. достижения требуемых значений  $y_{max}$  и  $\Delta y$ ), определение неизвестных значений  $\Pi_{max}$  и  $\tau$  необходимо производить на основе решения системы уравнений:

$$\begin{cases} y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-\frac{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}, \\ \Delta y = \Delta \Pi \cdot e^{-\frac{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}}. \end{cases}$$

Обозначая  $x_1 = \frac{V_{pez} \cdot K_{pez} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{dem} \cdot l_{dem} \cdot \sigma}$ , система уравнений примет вид:

$$\begin{cases} y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-x_1}, \\ \Delta y = \Delta \Pi \cdot e^{-x_1}. \end{cases}$$

Здесь величина  $\Delta \Pi$  задана, необходимо определить  $\Pi_{max}$  и  $x_1$ . После некоторых преобразований, имеем:

$$\Pi_{max} = y_{max} \cdot \frac{\Delta \Pi}{\Delta y}, \quad x_1 = \ln \frac{\Delta \Pi}{\Delta y}.$$

Значения  $\Pi_{max}$  и  $x_1$  вполне однозначно определяются соотношением

$\Delta P / \Delta y$ . С его увеличением значения  $P_{max}$  и  $x_1$  увеличиваются.

Время обработки  $\tau$ , равное

$$\tau = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot x_1}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c},$$

с увеличением  $x_1$  (с увеличением соотношения  $\Delta P / \Delta y$ ) также увеличивается. Уменьшить  $\tau$  можно увеличением параметров  $V_{рез}, K_{рез}, c$  и уменьшением  $\sigma$ . Таким образом, в работе приведена математическая модель формирования параметров точности обработки и обоснованы основные пути интенсификации процессов резания с учетом требований по точности обработки.

#### Список литературы

1. Маталин А.А. Технология машиностроения: Учебник. – Л.: Машиностроение, Ленинград. отд-ние, 1985. – 496 с.
2. Новиков Г.В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Одесса, 1990. 16 с.
3. Новиков Г.В. Роль упругих перемещений при механической обработке в исправлении погрешности формы заготовки. Вісник НТУ"ХП". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХП". – 2005. № 23. – С. 159-169.
4. Новиков Г.В. Математическая модель формирования упругих перемещений при механической обработке. Вісник НТУ"ХП". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХП". – 2005. № 24. – С. 149-157.
5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.7. "Точность обработки деталей машин" – Одесса: ОНПУ, 2004. – 546 с.

#### Анотація

#### Теорія формування параметрів точності обробки під впливом пружних переміщень в технологічній системі

*В роботі запропоновано теоретичний підхід до розрахунку і аналізу параметрів точності обробки із урахуванням пружних переміщень в технологічній системі.*

#### Abstract

#### The theory of formation of parameters of accuracy of processing under influence of elastic movings in technological system

*In work the theoretical approach to calculation and the analysis of parameters of accuracy of processing is offered in view of elastic movings to technological system.*

## ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ И СВЕТООТРАЖАТЕЛЬНОЙ СПОСОБНОСТИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ТОНКОГО ЛИСТА И ЛЕНТ

Шкурупий В.Г., Новиков Ф.В., докт. техн. наук  
(Харьковский национальный экономический университет)

*В работе приведены результаты экспериментальных исследований параметров шероховатости и оптических характеристик обработанных поверхностей деталей из тонкого листа и лент.*

При практическом использовании деталей из тонкого листа и лент имеют место случаи снижения их эксплуатационных свойств в связи с возникновением температурных деформаций от светового воздействия [1-5]. Это требует создания на деталях светоотражательных поверхностей в целях снижения температуры их нагрева и температурных деформаций. Эффективным решением данной проблемы является применение финишных методов механической обработки. При этом теоретически установлено, что формирование оптических характеристик поверхности обусловлено параметрами шероховатости обработки: отношением  $R_a / R_{max}$  и критерием шероховатости  $F' = 1 - R_a / R_{max}$  [1]. Целью настоящей работы является экспериментальное исследование взаимосвязи параметров шероховатости с оптическими характеристиками поверхностей, обработанных различными методами механической обработки.

Исследования проводились на образцах из различных материалов: АМг3, АМг4, АМг6, 36НХТЮ, БрБ2, БрБНТ 1,9, БрБНТ 1,7, ВТ14.

Точение образцов из алюминиевых сплавов осуществляли резцами из быстрорежущей стали и твердых сплавов (ВК3, ВК4) с применением масляной СОЖ (ОСМ-3) на токарном станке мод. 1К62. Тонкое точение образцов из алюминиевых сплавов осуществляли резцом из природного алмаза без СОЖ с режимом: скорость резания 400 м/мин; подача 0,02 мм/об; глубина резания 0,01 мм. Обработку титановых сплавов выполняли резцами, оснащенными пластинками из твердого сплава ВК8. Геометрия резцов оставалась постоянной и характеризовалась следующими параметрами: передний и задний углы  $\gamma = \alpha = 10^\circ$ , главный и вспомогательный углы в плане:  $\varphi = 90^\circ$ ,  $\varphi_1 = 15^\circ$ , угол наклона режущей кромки  $\lambda = 0$ , радиус при вершине  $R = 2$  мм, радиус округления режущего лезвия  $\rho = 0,05$  мм.

Фрезерование образцов производили на горизонтально-фрезерном станке мод. 6М82 (по схеме встречного фрезерования) с охлаждением эмульсией. Фреза цилиндрическая прямозубая из быстрорежущей стали Р6М5 диаметром 60 мм, число зубьев 16,  $\gamma = \alpha = 10^\circ$ .

Шлифование образцов осуществляли абразивными кругами с характеристикой 24А 16 М2 8К5/ПСС 40 15 на плоскошлифовальном станке мод. 372М с охлаждением эмульсией.

Для выглаживания плоских и цилиндрических поверхностей были изготовлены специальные приспособления с использованием сменных наконечников из поликристаллического синтетического сверхтвердого материала АСПК (нормаль ВНИИАЛМАЗ ОН-037-103-67) и шаров из стали ШХ-15 диаметром 5...8 мм, которые могут устанавливаться на стол фрезерного или токарного станка. Технические характеристики приспособления для вибровыглаживания: частота колебаний инструментальной головки 0...5кГц; форма колебаний синусоидальная; амплитуда колебаний 0...7 мм; радиальное усилие 0...2,5 Н.

Режимы обработки при выглаживании поверхностей образцов из алюминиевых сплавов (наконечники из АСПК с радиусом 3 мм): скорость выглаживания 80...100 м/мин; подача 0,04 мм/об; радиальное усилие 1,2 Н.

Абразивное полирование образцов из алюминиевых, хромоникелевых и медно-бериллиевых сплавов производили на полировальных станках фетровыми и войлочными кругами с наклеенным абразивным зерном и жидкой суспензией, а также на виброполировальном станке абразивной пастой на стеклянцем притире. Для полирования использовали абразивную суспензию, состоящую из карбида кремния и электрокорунда зернистостью 1...3 мкм, дистиллированной воды и добавок сульфаминовых соединений типа ОП-10. Обработку производили также пастами на основе окиси хрома и алмазного микропорошка АСМ 2/1 и АСМ 3/2.

**Влияние методов финишной механической и физико-технической обработки на шероховатость и оптические характеристики поверхностей деталей из тонкого листа и лент.** Первоначально были выполнены измерения и анализ значений параметров шероховатости поверхности и ее оптических характеристик на фрезерованных, шлифованных и полированных образцах из стали 40Х ГОСТ 4543-71 (эталоны чистоты). В табл. 1 приведены результаты измерений высотных параметров шероховатости поверхности  $R_a$  и  $R_z$ , а также коэффициента отражения  $\rho_s$ . Разброс значений высотных параметров шероховатости поверхности  $R_a$  и  $R_z$ , а также коэффициента отражения  $\rho_s$  при фрезеровании обусловлен интервалами изменения параметров режимов обработки: скорость резания  $V$  от 3 до 20 м/мин; подача на зуб  $S_z$  от 0,05 до 0,15 мм/зуб.

Таблица 1

Значения параметров шероховатости и коэффициента отражения  $\rho_s$  поверхностей образцов из стали 40Х после обработки резанием

Наименование операции	Параметры шероховатости поверхности		Коэффициент отражения $\rho_s$
	$R_a$ , мкм	$R_z$ , мкм	
Фрезерование	11,05...0,52	40...1,4	0,20...0,25
Шлифование предварительное	0,4...0,35	-	0,25...0,31
Шлифование окончательное	0,2...0,16	-	0,48...0,51
Полирование	-	0,4-0,16	0,72...0,74

В результате анализа результатов измерений установлено, что при фрезе-



ровании, в зависимости от условий обработки, параметры шероховатости  $R_a$  и  $R_z$  изменяются в довольно больших пределах (в 15 – 20 раз). Вместе с тем, коэффициент отражения  $\rho_s$  остается почти неизменным, это указывает на то, что коэффициент отражения  $\rho_s$  практически не зависит от высотных параметров шероховатости поверхности  $R_a$  и  $R_z$ . Полученный результат хорошо согласуется с теоретическими выводами [4,5].

Как следует из табл. 1, переход от фрезерования к шлифованию и полированию позволяет уменьшить параметры шероховатости  $R_a$  и  $R_z$ . При этом увеличивается коэффициент отражения  $\rho_s$ . Следовательно, применение абразивной обработки (в отличие от лезвийной) позволяет уменьшить шероховатость и повысить светоотражательную способность обработанной поверхности. На первый взгляд может показаться, что увеличение значений коэффициента отражения  $\rho_s$  при переходе от лезвийной к абразивной обработке связано с уменьшением высотных параметров шероховатости  $R_a$  и  $R_z$ . В действительности это не так. В этом можно убедиться, анализируя результаты экспериментальных исследований, полученные на основе профилограмм поверхностей образцов листового проката из сплава АМгб после различных видов обработки, табл. 2.

Таблица 2

Значения  $R_a / R_{max}$ ,  $F'$ , коэффициентов отражения  $\rho_s$ , поглощения  $A_s = 1 - \rho_s$  и излучения  $\varepsilon$ , а также отношения  $A_s / \varepsilon$  после обработки

Метод обработки	$R_a / R_{max}$	$F'$	$\rho_s$	$A_s$	$\varepsilon$	$A_s / \varepsilon$
Тонкое точение алмазным инструментом	0,06	0,94	0,81	0,19	0,07	2,71
Выглаживание шаром Ø6 мм из стали ШХ15	0,05	0,95	0,9	0,1	0,05	2,0
Абразивное полирование (окись хрома М3)	0,075	0,925	0,675	0,325	0,065	4,9
Точение	0,1	0,9	0,51	0,49	0,1	4,9
Фрезерование	0,115	0,885	0,54	0,46	0,16	2,87
Исходная поверхность (прокат)	0,104	0,896	0,5	0,5	0,15	3,33
Гидроабразивная или обработка металлической дробью	0,135	0,865	0,37	0,63	0,31	2,03

Теоретически установлено [4,5], что с увеличением критерия шероховатости  $F' \rightarrow 1$  коэффициент излучения  $\varepsilon$  уменьшается, а коэффициент отражения  $\rho_s$  увеличивается. Данная закономерность вытекает из табл. 2. Так, наименьшее значение  $\varepsilon=0,05$  и наибольшее значение  $\rho_s = 0,9$  достигаются для наибольшего значения критерия шероховатости  $F' = 0,95$  (после выглаживания). Наибольшее значение  $\varepsilon = 0,31$  и наименьшее значение  $\rho_s = 0,37$  достигаются

для наименьшего значения критерия шероховатости  $F' = 0,865$  (гидроабразивная или обработка металлической дробью).

Таким образом, из табл. 2 четко следует, что чем больше значения критерия шероховатости  $F'$ , тем меньше значения коэффициента излучения  $\varepsilon$  и больше значения коэффициента отражения  $\rho_s$ . В табл. 2 также приведены рассчитанные по зависимости  $A_s = 1 - \rho_s$  значения коэффициента поглощения  $A_s$ . Коэффициент поглощения тем меньше, чем меньше значения  $R_a / R_{max}$  и больше критерий шероховатости  $F'$ .

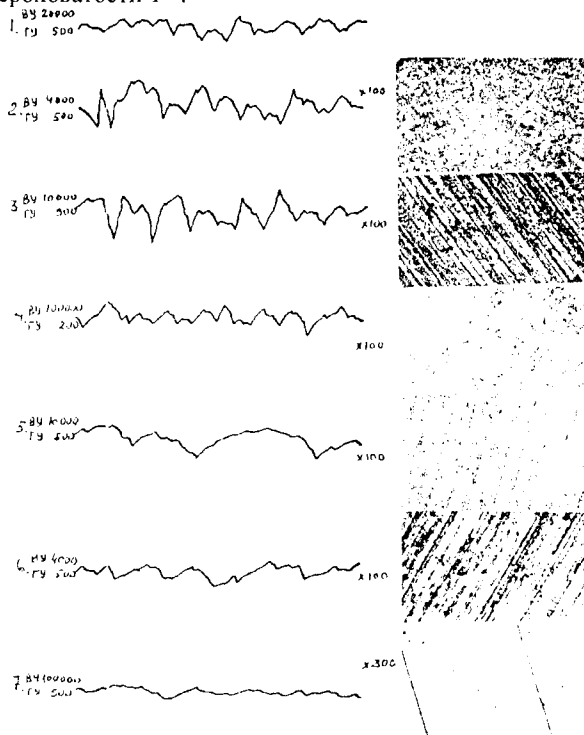


Рис. 1. Профиллограммы и фотографии поверхностей образцов из сплава АМг6 после различных методов обработки: 1 прокат; 2 гидроабразивная обработка; 3 точение; 4 абразивное полирование; 5 выглаживание; 6 фрезерование; 7 тонкое точение алмазным инструментом.

В табл. 2 приведены значения и отношения параметров шероховатости поверхности  $R_a / R_{max}$ . Как видно, наибольшему значению критерия шероховатости  $F' = 0,95$  соответствует фактически наименьшее значение соотношения  $R_a / R_{max} = 0,05$ , а наименьшему значению  $F' = 0,865$  соответствует наибольшее значение  $R_a / R_{max} = 0,135$  (гидроабразивная или обработка металлической дробью). Из этого можно сделать вывод, что значения коэффициентов излучения и

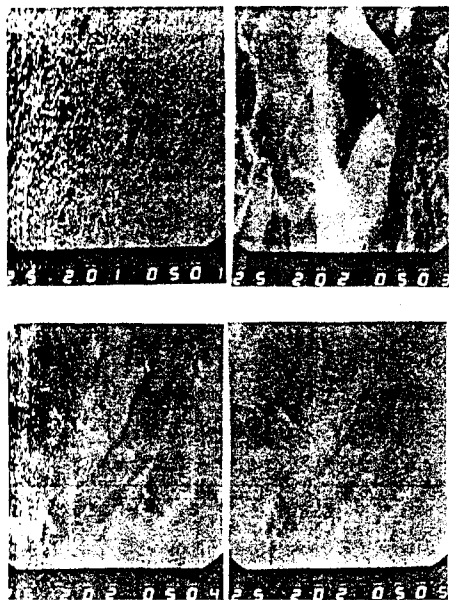


Рис. 2. Фотографии поверхностей после струйно-абразивной обработки электрокорундом М100: увеличение 60 (а); 1200 (б); 2000 степеней (в, г).

отражения обусловлены изменением критерия шероховатости  $F'$  и соответственно соотношения  $R_a/R_{max}$ , а не высотных параметров шероховатости поверхности. Следовательно, формирование оптических характеристик поверхностей связано с формой микронеровностей поверхности, а не с высотой ее профиля шероховатости. Это хорошо согласуется с теоретическими данными [1, 4, 5]. Следует подчеркнуть, что критерий шероховатости  $F'$ , определяемый на основе значений параметров шероховатости, полученных с использованием профилометра – профилографа мод. 252, лишь частично отражает форму микронеровностей (рис. 1, рис. 2), соизмеримых с длиной волн падающего солнечного излучения, так как разру-

шения от воздействия иглы профилометра соизмеримы с этими микронеровностями. В результатах экспериментов наблюдается соответствие интенсивности изменения критерия шероховатости  $F'$  изменению отражательной способности  $\rho$  обработанных поверхностей для соответствующего технологического маршрута. При каждом методе обработки можно выделить несколько узких интервалов распределения размеров микронеровностей, часть которых соответствует диапазону длин волн падающего излучения. По-видимому, с увеличением высоты неровностей на обработанной поверхности значения критерия шероховатости  $F'$  уменьшаются, начинает сказываться влияние взаимного расположения уклонов неровностей, значительно уменьшаются углы и радиусы. Так, для поверхностей после гидроабразивной обработки характерно наличие неровностей различных порядков малости, а углы между склонами (радиус ощупывающей иглы профилографа 10 мкм) уменьшаются (рис. 3, рис. 4). В поверхностном слое после обработки наблюдается закрепление абразивных зерен, что должно оказывать влияние на излучательные свойства поверхностей (рис. 5, рис. 6). На рис. 5 видны следы обработки закрепленными в полировальнике зернами и сами закрепленные в поверхности образца зерна. На рис. 6 видны вскрытые в результате полирования места шаржирования зерен в поверхность образца.

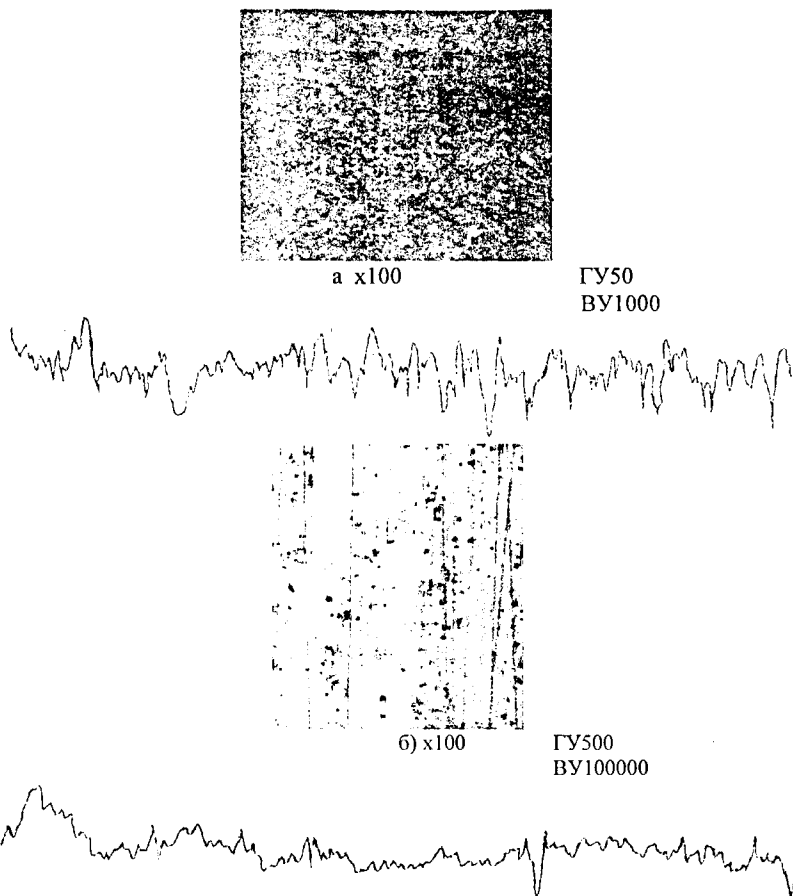


Рис. 3. Фотографии и профилограммы поверхностей образцов из сплава АМг4 после различных методов обработки: гидроабразивная обработка (а); абразивное полирование пастой АСМ2/1 (б) с режимом: окружная скорость полировальника 50 м/с; удельное давление 500 кПа.

Точение алмазным инструментом поверхностей алюминиевых сплавов, при достижении высокой отражательной способности, предпочтительно перед механическим полированием. Повышению отражательной способности поверхностей, обработанных точением алмазным инструментом (резцом из природного алмаза без применения СОЖ), способствуют: благоприятное сочетание физико-химических свойств природного алмаза и обрабатываемой поверхности, снижение интенсивности воздействия химически активных веществ при отсутствии СОЖ. Это и приводит к уменьшению количества различных по характеру неоднородностей. Такие поверхности имеют менее развитую структуру, чем после абразивного полирования.

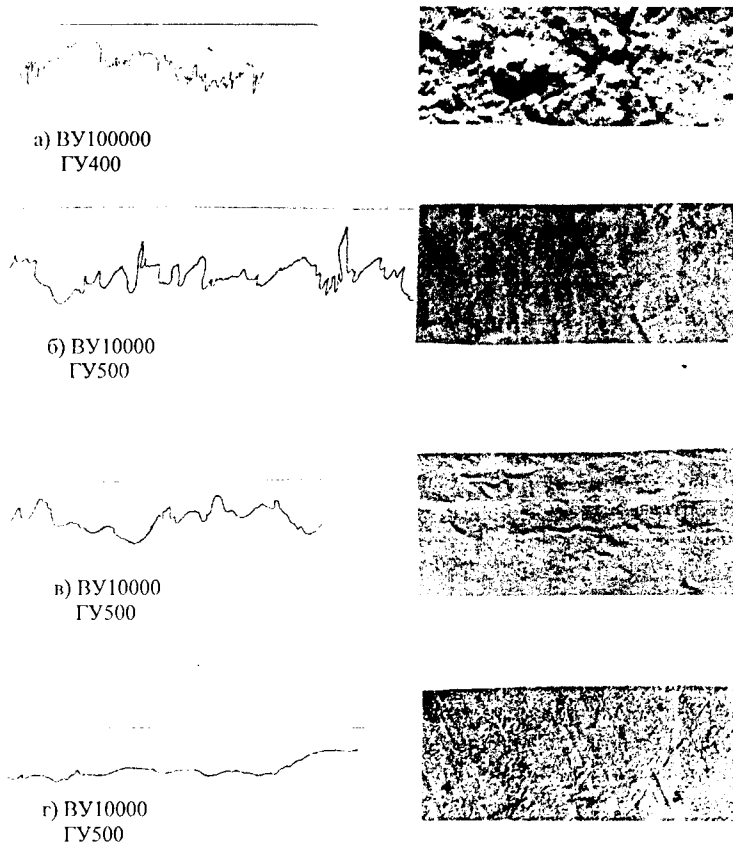


Рис. 4. Фотографии и профилограммы поверхностей образцов из сплава 36НХТЮ после абразивного полирования: до обработки (а); окись алюминия М3 (б); окись хрома М3 (в) и алмазная паста АСМ2/1 (г); режим обработки: окружная скорость полировальника – 50 м/с; удельное давление – 500 кПа.

Изучение профилограмм и фотографий поверхности различных увеличений (рис. 1, рис. 3) позволило установить на всех стадиях обработки изменение как высоты неровностей, так и их формы, причем окисление поверхности происходит в меньшей степени при точении, выглаживании и фрезеровании. В случае фрезерования изменение режимов обработки и соответствующих высотных параметров шероховатости ( $R_z = 2-45$  мкм) не оказало существенного влияния на отражательную способность. Это можно объяснить соответствием физико-химических свойств обработанных поверхностей и наличием аналогичных неоднородностей геометрического характера, соизмеримых с длинами волны падающего излучения.



x10000

Рис. 5. Фотографии обработанных поверхностей образцов из сплава марки 36НХТЮ: абразивным составом ЭМ7 с режимом: окружная скорость полировальника 50 м/с; удельное давление 500 кПа (а); после абразивного и последующего электрохимического полирования при плотности тока 50 А/дм<sup>2</sup>; напряжении 24 В; фосфорно-хромовый электролит; температура электролита 50°С; продолжительность полирования 3 мин (б).



x 10000

Рис. 6. Фотография поверхности образца из сплава 36НХТЮ после абразивного и последующего электрохимического полирования с режимом: плотность тока 50 А/дм<sup>2</sup>; напряжение 24 В; фосфорно-хромовый электролит; температура электролита 50°С; продолжительность полирования 3 мин.

Уменьшение отражательной способности  $\rho_s$  и увеличение излучательной  $\varepsilon$  наиболее эффективно обеспечивается в случае применения гидроабразивной обработки. Этому способствует повышенная активность поверхности с ее наклепом, развитым рельефом и окисной пленкой.

Аналогичные результаты наблюдаем при обработке поверхности алюминиевого сплава АМг4 (табл. 3). Так, уменьшение отношения параметров шероховатости  $R_a/R_{max}$  (обусловленное различными методами обработки) соответствует увеличению критерия шероховатости  $F'$ , коэффициента отражения  $\rho_s$  и уменьшению коэффициентов поглощения  $A_s$  и излучения  $\varepsilon$ . При этом отношение  $R_a/R_{max}$  принимает весьма малые значения (0,033 для абразивного полирования), соответственно  $R_{max}/R_a$  принимает относительно большие значения – 30,3. Это хорошо согласуется с полученными теоретическими результатами [1,5], согласно которым отношение  $R_a/R_{max}$  может изменяться в пределах 0...0,29.

Экспериментально установлено (табл. 3), что наибольшие значения коэффициента отражения поверхности  $\rho_s$  достигаются после тонкого точения алмазным инструментом, выглаживания шаром и абразивного полирования. Эти методы обработки также обеспечивают наименьшие значения параметров шероховатости  $R_a$ ,  $R_a/R_{max}$  и наибольшие значения критерия шероховатости  $F'$ . Из этого следует, что для создания высокосветоотражательных поверхностей (при обеспечении зеркального характера отражения) жестких деталей из алюминиевых и медных сплавов более эффективно применять методы алмазного точения и выглаживания, а для деталей из тонкого листа и лент – абразивное

полирование, позволяющее уменьшить силовую напряженность процесса обработки. Для создания высокоотражательных матовых поверхностей (при обеспечении диффузного характера отражения, для которого отношение  $A_s/\varepsilon$  принимает относительно небольшие значения) эффективно применять точение и струйно-абразивную обработку, табл. 3. Результаты исследований указывают на возможность изменения отражательной способности поверхностей (после обработки резанием) в значительных пределах (40–87%), а излучательной – в незначительных (5–16%).

Таблица 3

Значения  $R_a$ ,  $R_a/R_{max}$ ,  $F'$ , коэффициентов отражения  $\rho_s$ , поглощения  $A_s = 1 - \rho_s$  и излучения  $\varepsilon$ , а также отношения  $A_s/\varepsilon$  и КРП после обработки образцов из проката алюминиевого сплава АМг4

Метод обработки	$R_a$ , мкм	$R_a/R_{max}$	$F'$	$\rho_s$	$A_s$	$\varepsilon$	$A_s/\varepsilon$	КРП, мВ
Исходная поверхность (прокат)	0,35	0,104	0,896	0,4	0,6	0,16	3,75	890
Фрезерование	1,6	0,11	0,89	0,47	0,53	0,15	3,53	100
Струйно-абразивная обработка	0,9	0,16	0,84	0,4	0,6	0,3	3,75	260
Точение	0,56	0,09	0,91	0,48	0,52	0,07	1,42	1050
Выглаживание шаром	0,1	0,07	0,93	0,8	0,2	0,05	4,0	1020
Абразивное полирование	0,1	0,033	0,967	0,75	0,25	0,06	4,16	120
Тонкое точение алмазным инструментом	0,1	0,047	0,953	0,87	0,13	0,07	1,36	1200

Результаты исследований подтверждают преимущество точения алмазным инструментом (особенно из природного алмаза) перед абразивным полированием поверхностей с высокой отражательной способностью, рис. 1.

Повышению отражательной способности поверхностей, обработанных точением, способствует благоприятное сочетание физико-химических свойств природного алмаза и материала обрабатываемой поверхности, снижение интенсивности воздействия химически активных веществ, что приводит к уменьшению различного характера неоднородностей. Окисление поверхности при точении происходит в меньшей степени, чем при абразивном полировании (рис. 1), что подтверждают и значения работы выхода электронов. По-видимому, при полировании поверхность адсорбирует химически активные вещества, содержащиеся в абразивных составах, и кислород воздуха, что оказывает влияние на развитие химико-механических явлений, сопровождающих пластическое деформирование микро выступов поверхности. Процесс адсорбции должен интенсифицироваться при механическом снятии пленок окислов с поверхности,

что обеспечивается относительным перемещением полировальника и обрабатываемой поверхности. Локальное активное контактирование поверхностей полировальника и обрабатываемой поверхности обеспечивает срыв пленки окислов, ее образование, сопровождающееся адсорбцией химически активных веществ, и последующий срыв. В результате множества локальных воздействий происходит уменьшение высот неровностей, что подтверждается сглаживанием профиля шероховатости поверхности, рис. 1.

Значительные различия поверхностей после точения и полирования подтверждаются (табл. 3) оценкой работы выхода электронов (КРП). При равных значениях высотных параметров шероховатости поверхности ( $R_z = 0,05 \dots 0,08$  мкм) образцы из сплава АМг4 после полирования и точения имели отражательную способность 90% и 53% соответственно, излучательную - 7% и 8%, КРП - 1200 мВ и 120 мВ. После полирования, кроме следов абразивных зерен, на поверхности образцов иногда наблюдали большое количество мелких точек ("ряби"), что является, по-видимому, результатом взаимодействия в условиях повышенных температур органических компонентов полирующих составов, абразивных зерен и материала обрабатываемой поверхности. На поверхности, обработанной точением, наблюдали следы реза глубиной 0,2 мкм и шириной 60 мкм, уклоны микронеровностей относительно гладкие, рис. 1.

Рентгенографические исследования показывают, что после полирования поверхность деформирована в большей степени, и структуру поверхностного слоя можно представить схематически как конгломерат сильно раздробленных осколков зерен, среди которых встречаются и крупные осколки сильно деформированных зерен. После точения зерна более крупные с небольшими, в отдельных местах, включениями измельченных осколков. Меньшей степени деформации обработанной поверхности способствует более низкая теплонапряженность процесса точения алмазным инструментом, по сравнению с процессом полирования.

Снижение отражательной и увеличение излучательной способности наиболее эффективно обеспечивается струйно-абразивной обработкой. С увеличением высоты неровностей на обработанной поверхности значения фактора шероховатости уменьшаются (струйные методы обработки свободным абразивом отличает больший диапазон рассеивания размеров).

Контроль шероховатости обработанных поверхностей показал возможность непосредственного извлечения информации о форме неровностей при ощупывании иглой профилометра-профилографа. Для неровностей поверхности, соизмеримых с длинами волн собственного излучения, точность оценки повышается. Для большинства технологических операций окончательной обработки поверхностей форма неровностей, соизмеримых с длинами волн падающего излучения, частично будет определяться окислением поверхностного слоя в процессе обработки. Оценка формы таких неровностей контактными методами затруднена и не обеспечивает достоверных результатов, что подтверждается исследованием топографии на оптических и электронных микроскопах (рис. 2).

Физические и химические неоднородности поверхностного слоя после различных методов обработки отличаются не только природой, но и количест-



ном, размерами, о чем свидетельствует анализ спектральной отражательной способности (наблюдается характерный сдвиг максимумов отражательной способности по длинам волн и по интенсивности отражения), оценки работы выхода электронов (КРП) и шероховатости поверхности. Для каждого метода обработки можно выделить несколько узких интервалов распределения размеров неровностей, часть их размеров соответствует диапазону длин волн падающего излучения.

### Список литературы

1. Шкурупий В.Г. Підвищення ефективності технології фінішної обробки світловідбиваючих поверхонь деталей із тонкого листа і стрічок. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Одеса, ОНПУ, 2006. 21 с.
2. Шкурупий В.Г. Особенности анализа шероховатости поверхности, обработанной резанием // Резание и инструмент. – Харьков, 1982. – Вып.27. С. 74-77.
3. Новиков Ф.В., Шкурупий В.Г. Исследования шероховатости поверхности при алмазно-абразивной обработке методами теории вероятности // Вісник Національного технічного університету “Харківський політехнічний інститут”. – Харків: НТУ “ХПІ”, 2004. – № 44. С. 140-149.
4. Новиков Ф.В., Шкурупий В.Г. Обоснование связи геометрических характеристик светоотражающих поверхностей штанг с отверстиями с их эксплуатационными свойствами // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства. – Харків: ХНТУСГ, 2005. – Вип. 33. С. 294-301.
5. Новиков Ф.В., Шкурупий В.Г. Установление функциональных связей между параметрами шероховатости и оптическими характеристиками обработанной поверхности // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн.-техн. сборник. Харьков: НТУ “ХПИ”, 2005. Вып. 68. С. 312-318.

### Анотація

#### **Технологічне забезпечення шорсткості та світло відбиваючої здатності поверхонь деталей із тонкого листа і стрічок**

*В роботі наведені результати експериментальних досліджень параметрів шорсткості та оптичних характеристик оброблених поверхонь деталей із тонкого листа і стрічок*

### Abstract

#### **Technological maintenance of the roughness and light reflective ability of surfaces of details from the thin sheet and tapes**

*In work results of experimental researches of parameters of a roughness and optical characteristics of the processed surfaces of details from a thin sheet and tapes are resulted.*

**ТЕМПЕРАТУРНЫЕ ПОГРЕШНОСТИ ПРИ РЕЗЬБОШЛИФОВАНИИ**

**Ларшин В.П., докт. техн. наук, Якимов А.В., докт. техн. наук**  
(Одесский национальный политехнический университет)

*Разработана и исследована математическая модель температурной погрешности шага резьбы ходовых винтов при резьбошлифовании.*

Точность шага резьбы ходовых винтов передач винт-гайка качения и скольжения формируется при финишном резьбошлифовании. Многочисленные исследования показывают, что точность резьбошлифовального станка является необходимым, но не достаточным условием обеспечения точности шага обрабатываемой резьбы – важнейшего показателя качества передачи. Существенное влияние на точность шага резьбы оказывают режимы и условия резьбошлифования, а также исходная погрешность резьбы. Стабилизация шаговой погрешности резьбы на предварительных операциях резьбошлифования, в том числе при обработке резьбы многоточными кругами [1], позволила уменьшить влияние технологической наследственности шаговой погрешности резьбы между черновой и финишными операциями. Однако нестабильность погрешности на финишной операции сохранилась [2]. Как показали исследования, проведенные нами на ряде заводов Украины и России, причиной этого является колебание температуры заготовок ходовых винтов при финишном резьбошлифовании, вызванные изменением условий и режимов обработки. Колебания температуры приводят к колебаниям температурных деформаций заготовок, что при многопроходном финишном резьбошлифовании обуславливает значительный разброс шаговой погрешности резьбы даже на высокоточных резьбошлифовальных станках, например, типа “Matrix 5708” (Великобритания) или “Lindner” (ФРГ), которые оснащены системами автоматической стабилизации температуры СОЖ. В станках “Lindner”, кроме того, стабилизирована температура ходового винта продольной подачи. Для уменьшения нестабильности шага резьбы эти станки часто устанавливают в специальных термоконстантных помещениях.

Для выявления механизма образования погрешности шага резьбы необходимо разработать математическую модель температурного поля, возникающего в заготовке при финишном резьбошлифовании. Выбору расчётной схемы, параметров и закона движения теплового источника (генерирующее тепловое поле в заготовке) предшествовал анализ работ [3-5]. В работе [3] получено решение для полосового источника теплоты, движущегося по винтовой линии. Однако решение в общем виде не было исследовано (кроме частных случаев) и полученная для описания температурного поля функция не может быть непосредственно просчитана на ПЭВМ без проведения трудоёмких исследований по построению алгоритмов численного расчёта. В работе [4] полученное решение не доведено до вида, необходимого при расчёте средних температур, а наши попытки это проделать позволили установить, что решение, приведенное в данной работе, оказывается не чувствительным к времени действия (нагрева)

теплового источника. Например, изменение времени действия теплового источника на порядок приводит к изменению средней температуры всего лишь на 10-15 %, что противоречит экспериментально наблюдаемым фактам. В работе [5] содержится упрощенная постановка и решение задачи по определению температурного поля в заготовке. Автор этой работы исследует температурное поле, зависящее только от времени и описываемое обыкновенным дифференциальным уравнением теплопроводности (в отличие от уравнения в частных производных, как в работах [3] и [4]). Это приводит к существенной погрешности в определении температурного поля.

Разработаны схемы реального и принятого тепловых источников. В первом случае по винтовой линии со скоростью  $V_0$  движется полосовой источник теплоты, имеющий плотность теплового потока  $q_p$  и длину  $L_p$ . Во втором – в осевом направлении заготовки со скоростью  $V_0$  движется кольцевой источник тепла со следующими параметрами:  $q_k, l_k$ . Выбор схемы кольцевого источника теплоты обусловлен следующими соображениями:

- 1) результатом расчёта является не мгновенная, а усредненная по сечению заготовки температура, которая определяет температурную деформацию заготовки;
- 2) сечение, в котором определяется средняя температура, удалено от источников (реального-полосового и принятого-кольцевого) на значительное расстояние, равное длине зоны охлаждения (60-100 мм) и, поэтому, в соответствии с известным “принципом местного влияния” акад. Рыкалина Н.Н. [6] схема теплового источника (при одинаковой его суммарной мощности) незначительно влияет на температурное поле;
- 3) температурное поле от кольцевого источника симметричное (относительно оси заготовки) и поэтому значительно проще в описании, чем температурное поле от реального полосового источника, движущегося по винтовой линии. Это позволяет проводить вычислительные эксперименты на ПЭВМ без применения специальных математических программ.

Температурное поле в цилиндре от движущегося по его поверхности кольцевого источника в условиях охлаждения СОЖ описывается функцией [7]

$$T(r, F_{02}^k) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0(\mu_n \cdot \frac{r}{R})}{J_0^2(\mu_n) + J_1^2(\mu_n)} \cdot \frac{2}{R^2} \cdot \int_0^r [f(r) - T_c] \times \\ \times J_0(\mu_n \frac{r}{R}) dr \cdot \exp(-\mu_n^2 \cdot F_{02}^k) + T_c, \quad (1)$$

где  $r, R$  – текущий и максимальный радиусы заготовки,  $0 \leq r \leq R$ ;  $J_0, J_1$  – функции Бесселя первого рода нулевого и первого порядка;  $\mu_n$  – корни характеристического уравнения  $J_0(\mu_n) \cdot B_i - J_1(\mu_n) \cdot \mu_n = 0$ ;  $B_i$  – критерий БИО,  $B_i = \frac{\alpha}{\lambda} \cdot R$ ;  $F_{02}^k$  – критерий Фурье,  $F_{02}^k = \frac{\alpha \cdot \tau_{02}^k}{R^2}$ ;  $\alpha, \lambda, a$  – коэффициенты теплообмена, тепло и температуропроводности;  $\tau_{02}^k$  – время охлаждения;  $T_c$  – тем-

пература СОЖ;  $f(r)$  – начальное распределение температуры в цилиндре к моменту времени начала охлаждения.

Функцию  $f(r)$  находим как результат действия кольцевого источника в течение времени нагрева  $F_{01}^k = \frac{\alpha \cdot \tau_{01}^k}{R^2}$ . По данным работы [7]

$$f(r) = \frac{q_k \cdot R}{\lambda} \cdot \left[ 2 \cdot F_{01}^k - 1 - 4 \left( 1 - 2 \cdot \frac{r^2}{R^2} \right) - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{\beta_n^2 \cdot J_0(\beta_n)} \cdot J_0\left(\beta_n \frac{r}{R}\right) \cdot \exp(-\beta_n \cdot F_{01}^k) \right] + T_B, \quad (2)$$

где  $q_k$  – плотность теплового потока кольцевого источника теплоты;  $T_B$  – температура заготовки перед шлифованием;  $\beta_n$  – корни характеристического уравнения  $J_1(\beta_n) = 0$ .

Подставив уравнение (2) в уравнение (1) и сделав необходимые преобразования, получим функцию, описывающую мгновенное температурное поле от кольцевого источника тепла

$$T(\rho, F_{01}^k, F_{02}^k, B_i) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{J_0(\mu_n \rho) \cdot \exp(-\mu_n^2 \cdot F_{02}^k) \cdot B_i}{J_0(\mu_n) [\mu_n^2 + B_i^2]} \times \left\{ \frac{2q_k R}{\lambda} \left[ 2 \cdot F_{01}^k + \frac{1}{4} - \frac{2}{\mu_n^2} + \frac{1}{B_i} - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \cdot \exp(-\beta_n^2 \cdot F_{01}^k) \cdot \mu_n^2}{\beta_n^2 (\mu_n^2 - \beta_n^2)} \right] + 2(T_B - T_c) \right\}, \quad (3)$$

где  $\rho$  – безразмерная цилиндрическая координата,  $\rho = \frac{r}{R}$ .

В уравнении (3) внутренняя сумма берется по корням  $\beta_n$ , а внешняя – по корням  $\mu_n$ .

Исследовано распределение температурного поля от кольцевого источника теплоты, полученного по уравнению (3) для различных условий охлаждения при различных сочетаниях параметров  $q_k$  и  $F_{01}^k$ , но при  $q_k \cdot F_{01}^k = const$  и  $T_B = T_c$ . Установлено, что уменьшение времени нагревания ( $F_{01}^k$ ) в условиях охлаждения водной СОЖ приводит к уменьшению максимальных значений температуры, а при использовании в качестве СОЖ масла И-20 – к увеличению. Причем, влияние времени нагревания ( $F_{01}^k$ ) при  $q_k \cdot F_{01}^k = const$  особенно проявляется при малых значениях времени охлаждения  $F_{02}^k$  ( $F_{02}^k \leq 0,01$ ).

Для определения температурных деформаций заготовки необходимо найти среднюю температуру в сечении заготовки, которое выходит из зоны охлаждения (граница зоны охлаждения), т.е. в качестве  $F_{02}^k$  взять значение

$F_{02}^k = \frac{\alpha \cdot l_{охл}}{R^2 \cdot V_0}$ , где  $l_{охл}$  – длина зоны охлаждения. Далее следует перейти к функции

$$\bar{T}(F_{01}^k, F_{02}^k, B_i) = \frac{2}{R^2} \cdot \int_0^R r \cdot T(\rho, F_{01}^k, F_{02}^k, B_i) dr. \quad (4)$$

В результате получаем

$$\bar{T}(F_{01}^k, F_{02}^k, B_i) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4 \cdot \exp(-\mu_n^2 \cdot F_{02}^k) \cdot B_i^2}{[\mu_n^2 + B_i^2] \cdot \mu_n^2} \times \left\{ \frac{q_k R}{\lambda} \left[ 2 \cdot F_{01}^k + \frac{1}{4} - \frac{2}{\mu_n^2} + \frac{1}{B_i} - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \cdot \exp(-\beta_n \cdot F_{01}^k) \cdot \eta_n^2}{(\mu_n^2 - \beta_n^2) \beta_n^2} \right] + (T_B - T_c) \right\} \quad (5)$$

Исследовано влияние времени нагревания  $F_{01}^k$  на величину  $\bar{T}(F_{01}^k, F_{02}^k, B_i)$  при различных условиях охлаждения. Установлено, что условия охлаждения очень сильно влияют на среднюю температуру заготовки, в то время как влияние на неё времени нагревания  $F_{01}^k$  (при  $q_k \cdot F_{01}^k = const$ ) в интервале  $F_{01}^k > 0,5 \cdot 10^{-4}$  незначительное. Формула (5) позволяет перейти к температурной деформации  $\Delta l$  на основании известной связи между температурой стержня и его осевой деформации, т.е.

$$\Delta l = \gamma \cdot l_p \cdot \bar{T}(F_{01}^k, F_{02}^k, B_i), \quad (6)$$

где  $\gamma$  – коэффициент линейного расширения материала заготовки (для стали 8ХФ  $\gamma = 10^{-5}$  м/°с);  $l_p$  – длина шлифованной резьбой части заготовки (рис.1).

Однако, для использования формулы (6) необходимо определить параметры принятого кольцевого источника  $q_k$  и  $l_k$ . Для этого сформулированы два условия эквивалентности кольцевого (расчётного) и полосового (реального) тепловых источников: 1) равенство мощностей обоих источников; 2) равенство отводимых во внешнюю среду количеств тепловой энергии, приведенных к сечению, в котором находится средняя температура.

В соответствии с этими условиями составлена и решена система двух уравнений при следующих поверхностных температурах кольцевого и реального источников, соответственно

$$T_{нов}^k = \frac{q_k \cdot R}{\lambda} \left[ 2 \sqrt{\frac{F_{01}^k}{\pi} + \frac{1}{2} \cdot F_{01}^k + T_B} \right], \quad T_{нов}^p = \frac{2 \cdot q_p \cdot R}{\lambda} \sqrt{\frac{F_{01}^p}{\pi} + T_B}. \quad (7,8)$$

Получено

$$q_k = \frac{q_p \cdot L}{2H_0} \quad \text{и} \quad F_{01}^k = F_{01}^p = \frac{L_p \cdot \alpha}{V_0 \cdot R^2}, \quad (9,10)$$

где  $H_0$  – полушаг обрабатываемой резьбы.

Таким образом,  $q_k$  меньше, чем  $q_p$  в  $L/2H_0$  раз, а  $F_{01}^k = F_{01}^p$ . Последнее обусловлено тем, что кольцевой источник по сравнению с реальным источником имеет одновременно меньшую длину и меньшую скорость перемещения. В результате время воздействия обоих источников оказывается одинаковым.

Зная параметры кольцевого источника по формулам (5) и (6), для случая  $T_B = T_c$ , получим математическую модель для определения температурной погрешности шага резьбы заготовки при многопроходном одностороннем резьбо-

шлифовании

$$\Delta l = \frac{P \psi R \gamma_p}{2 H_0 \sqrt{dt} \lambda} \cdot \left( \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4 \cdot \exp(-\mu_n^2 \cdot F_{02}) \cdot B_i^2}{[\mu_n^2 + B_i^2] \mu_n^2} \times \left[ 2 \cdot F_{01} + \frac{1}{4} - \frac{2}{\mu_n^2} + \frac{1}{B_i} - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \cdot \exp(-\beta_n^2 \cdot F_{01}) \cdot \mu_n^2}{(\mu_n^2 - \beta_n^2)} \right] \right), \quad (11)$$

где  $P$  – мощность резбошлифования, Вт.

В формуле (11) обозначено

$$F_{01} = \frac{\alpha}{R^2} \cdot \left[ \frac{\sqrt{dt}}{V_d} \right]; \quad F_{02} = \frac{\alpha l_{\text{охл}}}{RH_0 V_d}; \quad d = 2R.$$

Математическую зависимость (11) экспериментально проверяли при резбошлифовании трёх заготовок ( $d = 61,4$  мм,  $R = 30,7$  мм,  $H_0 = 5$  мм) из стали 8ХФ ( $\lambda = 40$  Вт/(м °С),  $\alpha = 8 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с,  $\gamma = 10^{-5}$  м/°С). СОЖ – масло И-20 ( $B_i = 0,7$ ). В таблице приведены результаты и условия экспериментов.

Таблица

$\Delta l_{\text{экс}}$ , мкм	$\Delta l_{\text{теор}}$ , мкм	$\delta$ , %	Примечание
49	55	12,3	Винт № 1 Станок МВ164, 4-ниточный круг 92А16М27К5, $P=2850$ Вт, $t=1,25$ мм, $V_d=0,0253$ м/с, $l_p=1000$ мм, $l_{\text{охл}}=60$ мм, $\psi=0,1$
16	17,5	9,4	Винт № 2 Станок 5822М, 1-ниточный круг 24А25СМ18К5, $P=480$ Вт, $t=0,27$ мм, $V_d=0,022$ м/с, $l_p=300$ мм, $l_{\text{охл}}=80$ мм, $\psi=0,4$
28	22,6	19,3	Винт № 3 Станок 5822М, 1-ниточный круг 24А25СМ18К5, $P=620$ Вт, $t=0,22$ мм, $V_d=0,022$ м/с, $l_p=300$ мм, $l_{\text{охл}}=80$ мм, $\psi=0,4$

Видно, что относительная погрешность  $\delta$  прогнозирования величины  $\Delta l$  по зависимости (11) не превышает 20%. Это позволяет использовать зависимость (11) для разработки управляющей программы микропроцессорной системы автоматического управления точностью финишного резбошлифования, обеспечивающего наибольшую точность и производительность обработки.

#### Список литературы

1. Соколов В.Ф., Ковальчук Е.Н., Ларшин В.П. Стабилизация тепловых деформаций ходовых винтов при многониточном шлифовании резьбы / Отделочно-чистовые методы обработки и инструменты в технологии машиностроения. — Барнаул: Изд. Алтайского политехи. ин-та, 1984. — с. 42-46.

2. Ларшин В.П., Якимов А.В. Повышение стойкости многониточных резьбошлифовальных кругов / Резание и инструмент. — Харьков: Вища школа, 1985. — с. 109-112.
3. Бирюков П.К., Напарьин Ю.А. Температурное поле в бесконечном цилиндре от источника, движущегося по винтовой линии при граничном условии третьего рода /Сб. научн. трудов ППИ № 110.— Пермь: Изд. Пермск. политехн. ин-та, 1972.— с. 11-15.
4. Напарьин Ю.А., Паршаков А.Н., Шахурдин В.И. К задаче о температурном поле в цилиндре от кольцевых подвижных источников / Сб. научн. трудов ППИ № 138.— Пермь: Изд. Пермск. политехн. ин-та, 1973. — с. 19-23.
5. Боголюбов Ю.В. Влияние тепловых деформаций детали при резьбошлифовании на погрешность шага резьбы / Металлорежущие станки и автоматические линии. — М.: НИИМАШ, 1980.— № 2. — с. 9-12.
6. Рыкалин Н.Н. Тепловые основы сварки. Часть 1. Процессы распространения тепла при дуговой сварке.- М.: Изд. Академии наук СССР, 1947. — 271с.
7. Лыков А.В. Теория теплопроводности. — М.: Высшая школа, 1967. – 600 с.

#### **Анотація**

#### **Температурні погрішності при різьбошліфуванні.**

*Розроблено й досліджено математична модель температурної погрішності кроку різьби ходових гвинтів при різьбошліфуванні.*

#### **Abstract**

#### **Temperature errors at grinding the groove**

*A mathematical model of the pitch temperature error for the lead screw thread is developed and investigated at thread grinding.*

## ФОРМИРОВАНИЕ ДИАГНОСТИЧЕСКИХ ПРИЗНАКОВ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ОБЪЕКТОВ

Проволоцкий А.Е., докт. техн. наук, Кадильникова Т.М., канд. техн. наук,  
Маймур Я.С.

(Национальная металлургическая академия Украины)

*Предложенная методика технического диагностирования основана на теории распознавания. Реализация процесса распознавания осуществляется сравнительным анализом состояния объектов с эталоном, построенным как усредненный образ класса.*

Создание информационных систем на базе ПЭВМ при исследовании технического состояния объектов в настоящее время приобрело широкое развитие за рубежом и у нас в стране [1 – 4]. Информационная система позволяет в кратчайшие сроки получить необходимый справочный материал – в цифровом, текстовом или графическом виде, а также оперативно решать задачи прогноза и моделирования исследуемых систем.

Число диагностических признаков, по которым можно сделать вывод о техническом состоянии объекта, как правило, велико и их одновременное определение при диагностировании обычно затруднено. Поэтому следует контролировать те параметры, о которых заранее известно, что их изменение является основной причиной потери работоспособности.

Техническую диагностику можно интерпретировать как распознавание классов технического состояния объекта по совокупности его технических характеристик. Для решения этой проблемы целесообразно применять математическую теорию распознавания образов. Применительно к диагностике задача распознавания может быть сформулирована следующим образом.

Пусть исходное множество  $W$  явлений, ситуаций, процессов в объектах подразделено на классы:  $W = \{w_1, w_2, \dots, w_m\}$ . Различные технические характеристики объединяются во множество признаков  $U = \{u_1, u_2, \dots, u_n\}$ . Составлено описание каждого класса  $W_i (i = \overline{1, m})$  на языке признаков  $u_j (j = \overline{1, n})$ , т.е. составлена функциональная зависимость вида  $W_i = p_i(u_1, u_2, \dots, u_n)$ . Сведения, заключенные в этих зависимостях, представляют собой априорную информацию системы распознавания ( $p_i(U)$ - плотность распределения признаков внутри  $i$ -го класса).

Пусть в результате проведения экспериментов установлено, что для распознаваемого состояния признаки приняли значения:  $u_1 = u_1^0; u_2 = u_2^0; \dots; u_n = u_n^0$ . Требуется установить, к какому классу относится распознаваемое состояние. Решение задачи распознавания осуществляется на основе сопоставления апостериорной информации с априорным описанием классов при помощи алгоритма распознавания.



Реализация процесса распознавания осуществляется посредством сравнения параметров текущего состояния объекта с эталоном каждого класса. Под эталоном понимается некий усредненный образ класса. При большом числе членов класса можно значительно упростить процедуру определения принадлежности к одному из классов предварительным формированием эталонов каждого класса и сравнением вновь предъявленного к распознаванию состояния объекта с каждым из эталонов. При наличии выборки из  $l$  членов класса состояний  $W$  в качестве эталона можно принять эталонный вектор и эталонную кривую признаков данного диагноза.

Эталонный вектор принимается в виде:

$$\vec{V} = \left\{ \frac{1}{l} \sum_{k=1}^l v_{k1}; \frac{1}{l} \sum_{k=1}^l v_{k2}; \dots; \frac{1}{l} \sum_{k=1}^l v_{kn} \right\}.$$

Распознавание состояния, заданного вектором  $\vec{U} = \{u_1^0; u_2^0; \dots; u_n^0\}$ , осуществляется оценкой расстояний между векторами  $\vec{U}$  и  $\vec{V}$  и отнесением к соответствующему классу состояний  $W_l$ , т.е. задача сводится к нахождению минимума функционала

$$F(u, v) = \sqrt{\left( \frac{1}{l} \sum_{k=1}^l v_{k1} - u_1^0 \right)^2 + \left( \frac{1}{l} \sum_{k=1}^l v_{k2} - u_2^0 \right)^2 + \dots + \left( \frac{1}{l} \sum_{k=1}^l v_{kn} - u_n^0 \right)^2}$$

при следующих ограничениях:

$$|U_j - V_j| < \rho_j,$$

где  $\rho_j$  – радиус сферы, в которую должна попадать точка  $U_j$  в признаковом пространстве для отнесения ее к  $j$ -му классу.

Область диагноза  $W_l$  с радиусом  $\rho_j$  должна быть выбрана таким образом, чтобы она включала с некоторым запасом, как все точки признакового пространства, так и координаты эталонного вектора.

Максимум сходства достигается при выполнении условия:

$$\left( \sum_{j=1}^n u_j^0 \cdot v_j \right)^2 = \sum_{j=1}^n (u_j^0)^2 \cdot \sum_{j=1}^n (v_j)^2 + \alpha(u_j^0, v_j),$$

где  $\alpha(u_j^0, v_j)$  – бесконечная малая функция, определяемая погрешностью измерений фактических параметров технического состояния объекта комплексом контрольно-измерительной аппаратуры.

При построении реальных систем диагностирования возникает вопрос о мощности множества признаков. Увеличение мощности множества хотя и приводит к увеличению достоверности распознавания, но требует, как правило, дополнительных материальных средств на реализацию системы.

При мощности множества  $U$  достоверность диагноза снижается. Вот поче-

му так важно при разработке системы технического диагностирования тщательно оценивать, какие классы технических состояний объектов целесообразно включать во множество признаков. При проектировании реальной системы распознавания технического состояния целесообразно оценивать информативность каждого признака в предположении, что он определен первым. Такая процедура позволяет предварительно определить, какие из признаков множества  $U$  целесообразно исключить из дальнейшего рассмотрения.

#### **Список литературы**

1. Tukey J. W. Exploratory Data Analysis, Reading, MA: Addison-Wesley. 1977. –380 p.
2. Bentler, P.M. EQS Structural Equations Program Manual Statistic,- :Los Angeles: BMDP Statistical Software Inc.- 1993.-456 p.
3. Исследования в общей теории систем: Сб. пер. – М.: Прогресс, 1969.-200 с.
4. Кофф Г.Л. Комплексный мониторинг и практика. –М.: АН СССР, 1991. –С. 11-13.

#### **Анотація**

##### **Формування діагностичних ознак технічного стану об'єктів**

*Запропонована методика технічного діагностування, яка заснована на теорії розпізнавання. Реалізація процесу розпізнавання здійснюється зрівнянням стану об'єктів з еталоном, побудованим як усереднений образ класу.*

#### **Abstract**

##### **Of an availability index objects shaping of the diagnostic characteristics**

*The procedure of technical machines diagnosing on the theory of identification is offered. The realization of the identification process is implemented with a current state template matching which is constructed as an average sample of a class.*

## ТЕПЛОВЫЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ТОРЦЕВЫМ ПРЕРЫВИСТЫМ КРУГОМ

Якимов А.А., канд. техн. наук

(Одесский Национальный политехнический университет)

*В работе приведены результаты теоретических исследований термомеханических процессов в обрабатываемом материале при шлифовании торцевым прерывистым кругом.*

При прерывистом шлифовании каждый отдельный участок обрабатываемой поверхности контактирует со шлифовальным кругом неоднократно. В результате того, что скорость, с которой движутся режущие выступы, значительно выше скорости подачи детали, режущие выступы круга с прерывистой рабочей поверхностью успевают несколько раз воздействовать на один и тот же участок обрабатываемой поверхности. Поскольку процесс шлифования сопровождается значительным выделением тепла, то при каждом воздействии режущего выступа на поверхность в зоне контакта круга и поверхности имеет место быстрый рост температуры, который прекращается при завершении воздействия. В промежутках между контактами режущих выступов с поверхностью температура естественно снижается.

Таким образом, схематический график изменения температуры при прерывистом шлифовании будет представлять собой последовательность пиков и спадов подобно схеме изменения температуры при термоциклической обработке.

Если рассмотреть процесс торцевого прерывистого шлифования кругом с

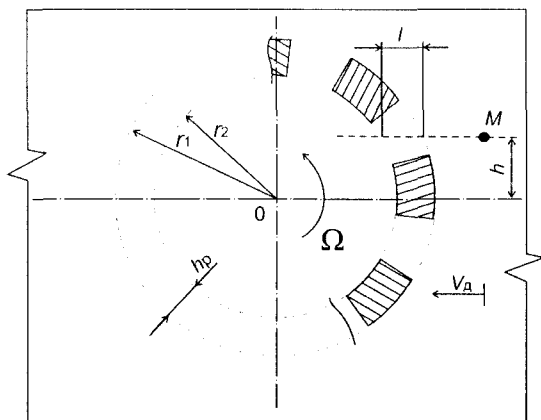


Рис. 1. Схема расположения и движения пятен контакта по поверхности при торцевом прерывистом шлифовании.

шириной рабочей поверхности  $h_p$  (рис. 1), количеством режущих выступов  $m$  при частоте вращения круга  $n$  и скорости подачи детали  $V_d$ , то за время прохождения рабочей поверхности круга над некоторой фиксированной точкой  $M$  обрабатываемой поверхности, в точке  $M$  будут иметь место  $k$  термоциклов, количество которых  $k$  может быть определено по формуле

$$k = \frac{l}{V_0} nm,$$

где  $l$  – выражается формулой  $l = \sqrt{r_1^2 - h^2} - \sqrt{r_2^2 - h^2}$ ;  $r_1$  – радиус внешней кромки круга;  $r_2$  – радиус внутренней кромки круга;  $h$  – расстояние от рассматриваемой точки поверхности  $M$  до линии движения оси круга.

Таким образом, окончательное выражение примет вид:

$$k = \frac{\sqrt{r_1^2 - h^2} - \sqrt{r_2^2 - h^2}}{V_0} \cdot n \cdot m. \quad (1)$$

В качестве примера рассмотрим следующие режимы обработки. При частоте вращения  $n = 3000$  1/мин = 50 1/с, скорости подачи детали  $V_0 = 15$  м/мин = 0,25 м/с, количестве режущих выступов на рабочей поверхности круга  $m = 10$ , радиусе внешней и внутренней кромки круга соответственно  $r_1 = 15$  см = 0,15 м и  $r_2 = 14$  см = 0,14 м, расстоянии до линии движения оси круга  $h = 0$ , т.е. точка находится на линии движения оси и  $l = r_1 - r_2 = h_p$ , количество термоциклов будет равно

$$k = \frac{0,15 - 0,14}{0,25} \cdot 50 \cdot 10 = 20.$$

Если же точка  $M$  будет находиться на некотором расстоянии  $h$  от линии движения оси круга, например,  $h = 10$  см = 0,1 м, то

$$k = \frac{\sqrt{0,15^2 - 0,1^2} - \sqrt{0,14^2 - 0,1^2}}{0,25} \cdot 50 \cdot 10 = 27,7 \approx 28.$$

Таким образом, из формулы и приведенных примеров, очевидно, что в точке, удаленной от линии движения оси круга, количество термоциклов будет больше, чем в точке, находящейся непосредственно на линии движения оси.

Анализ формулы (1) позволяет сделать вывод: при уменьшении скорости подачи обрабатываемой детали  $V_0$ , при увеличении частоты вращения круга  $n$ , увеличении количества  $m = 10$  режущих выступов на круге или ширины рабочей поверхности круга  $h_p$  количество термоциклов возрастает.

При торцевом шлифовании сплошным кругом зона контакта шлифовального круга с обрабатываемой поверхностью представляет собой кольцо, движущееся по шлифуемой поверхности со скоростью равной скорости подачи детали. Внутри этого кольца происходит интенсивное тепловыделение. Таким образом, зону контакта шлифовального круга с обрабатываемой поверхностью можно рассматривать как движущейся кольцевой тепловой источник. При этом шлифуемое тело представляется полубесконечным пространственным телом, ограниченным плоскостью, по которой движется кольцевой тепловой источник со скоростью  $V_0$ , то есть со скоростью подачи обрабатываемой детали.

При отсутствии зависимости теплофизических характеристик от температуры, процесс тепловыделения описывается уравнением

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \omega \left( \frac{\partial \theta^2}{\partial x^2} + \frac{\partial \theta^2}{\partial y^2} + \frac{\partial \theta^2}{\partial z^2} \right) + V_x \frac{\partial \theta}{\partial x} + V_y \frac{\partial \theta}{\partial y} + V_z \frac{\partial \theta}{\partial z}. \quad (2)$$

Построение решения основано на известном решении уравнения (2) для мгновенного точечного теплового источника

$$\theta(x, y, z, t) = \frac{Q}{\lambda \sqrt{\omega} (4\pi)^{3/2}} \exp \left( - \frac{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2}{4\alpha t} \right), \quad (3)$$

где  $Q$  – мощность теплового источника;  $\lambda$ ,  $\omega$  – теплофизические постоянные;  $x, y, z$  – текущие координаты;  $x', y', z'$  – координаты теплового источника.

Это решение соответствует следующим граничным и начальным условиям:  $q(\infty, t) = 0$ ;  $q(0, t) = q$ ;  $\theta(x, y, z, 0) = 0$ .

Традиционно на основе этого решения при помощи метода тепловых источников строятся решения для линейных и плоских тепловых источников, границы которых представляют собой отрезки или прямые, расположенные параллельно осям декартовых координат  $0x, 0y, 0z$ .

В рассматриваемом случае применение этого метода вызывает трудности, связанные с описанием в декартовых координатах криволинейных границ источника. Сущность метода тепловых источников состоит в том, что тепловой источник произвольной формы, плоский или объемный, полагается как бы непрерывно заполненным по всему своему объему точечными тепловыми источниками. Таким образом, в рассматриваемом случае точечные тепловые источники непрерывно заполняют плоскую поверхность внутри кольца и, следовательно, границами такого теплового источника будут окружности.

В решении (3)  $x, y, z$  – координаты точки, температура которой определяется;  $x', y', z'$  – координаты точки, в которой находится тепловой источник.

Таким образом, имеет место две системы координат, совмещенные в пространстве. Одна из них определяет положение теплового источника, другая – положение наблюдаемой точки поверхности. Обе системы координат имеют общую начальную точку и одинаковое направление осей. Но тогда не обязательно обе системы координат должны иметь одинаковую форму записи.

Представив в решении (3) координаты точечного теплового источника  $x', y', z'$  в виде

$$\begin{cases} x' = r \cos \varphi \\ y' = r \sin \varphi \\ z' = z' \end{cases} \quad \text{или} \quad \begin{cases} x' = r \cos \varphi \\ y' = r \sin \varphi \\ z' = 0 \end{cases}$$

$z' = 0$ , так как в рассматриваемом случае источник находится на шлифуемой поверхности, т.е. на плоскости  $0XY$ , т.е. осуществив переход к полярным координатам, можно решение (3) записать в виде

$$\theta(x, y, z, t) = \frac{Q}{\lambda \sqrt{\omega} (4\pi)^{3/2}} \exp \left[ - \frac{(x - r \cos \varphi)^2 + (y - r \sin \varphi)^2 + z^2}{4\alpha t} \right].$$

Рассматриваемый кольцевой источник, как уже говорилось, движется по поверхности, тогда точечные источники, заполняющие площадь кольцевого источника, каждый в отдельности, также движутся по плоскости. Пусть источник движется вдоль оси  $Oy$ , тогда для каждого отдельного точечного теплового источника  $y' = r \sin \varphi + V_0 t$ .

Полагая  $Q = qdt$ ,  $q = const$ , можно записать выражение, описывающее процесс тепловыделения от элементарного источника тепла на бесконечно малой площадке в бесконечно малый промежуток времени [1]:

$$d\theta = \frac{qdrd\varphi dt}{\lambda\sqrt{\omega}(4\pi(t-t'))^{3/2}} \exp\left[-\frac{(x-r\cos\varphi)^2 + (y-r\sin\varphi + V_0(t-t'))^2 + z^2}{4\alpha t}\right], \quad (4)$$

где  $t'$  – момент воздействия теплового источника.

Интегрируя выражение (4) по  $r$  в пределах  $r_1$  до  $r_2$  ( $r_1$  – радиус внешней кромки рабочей поверхности круга;  $r_2$  – радиус внутренней кромки рабочей поверхности круга) по  $\varphi$  в пределах от 0 до  $2\pi$  и по  $t$  в пределах от 0 до  $t$ , получим решение, описывающее процесс тепловыделения, происходящего при действии кольцевого теплового источника, движущегося по плоскости, ограничивающей рассматриваемое полубесконечное тело, в момент времени  $t'$ :

$$\theta(x, y, z, t) = \int_0^t \frac{q}{\lambda\sqrt{\omega}(4\pi(t-t'))^{3/2}} \times \int_{r_1}^{r_2} \int_0^{2\pi} \exp\left[-\frac{(x-r\cos\varphi)^2 + (y-r\sin\varphi + V_0(t-t'))^2 + z^2}{4\omega(t-t')}\right] d\varphi r dt'. \quad (5)$$

Как уже было сказано, при рассмотрении сплошного торцевого шлифования, то, что круг вращается, не играет существенной роли, так как зона контак-

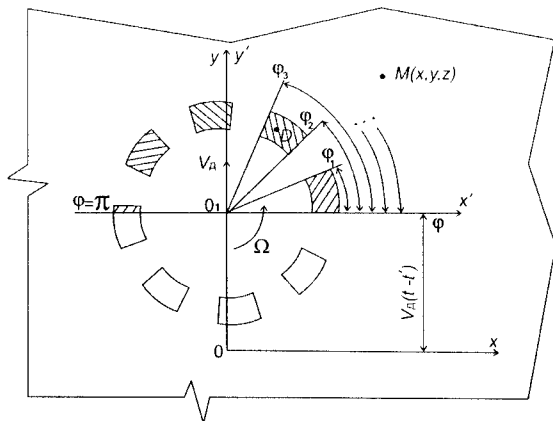


Рис. 2. Расчетная схема математической модели торцевого прерывистого шлифования.

та имеет постоянную форму и тепловой источник может полагать кольцом или точнее полукольцом. При рассмотрении же прерывистого торцевого шлифования, зона контакта круга с шлифуемой поверхностью представляет собой последовательность радиально расположенных пятен контакта (рис. 2), совершающих плоскопараллельное движение, а именно: одновременно с движе-

нием вдоль оси  $Oy$  совершает вращение зон контакта вокруг оси вращения шлифовального круга.

Таким образом, требуется рассмотреть последовательность тепловых источников, определяемых границами:  $r_1 \leq r \leq r_2$ ;  $\varphi_{2k} \leq \varphi \leq \varphi_{2k+1}$ ;  $k = 0, n-1$ .

Причем углы  $\varphi_i$ , определяющие граничные прямые, будут непрерывно меняться с течением времени в результате вращения круга с угловой скоростью  $\Omega$ . Так как угловую скорость вращения круга в установившемся режиме шлифования можно считать величиной постоянной, а для  $\Omega = const$ ,  $\varphi_i = \Omega \cdot t + \varphi_0$ , то углы  $\varphi_i$  будут изменяться по закону  $\varphi_i = \varphi_{i0} + \Omega \cdot t$ .

Таким образом, решение для отдельного теплового источника из рассматриваемой последовательности тепловых источников, движущегося в положительном направлении координатной оси  $Oy$  и заключенного в границах  $r_2 \leq r \leq r_1$ ;  $\varphi_i \leq \varphi \leq \varphi_{i+1}$  примет вид

$$\theta(x, y, z, t) = \int_0^t \frac{q}{\lambda \sqrt{\omega(4\pi(t-t'))^{3/2}}} \times \int_{r_1}^{r_2} \int_{\varphi_i}^{\varphi_{i+1}} \exp \left[ -\frac{(x-r \cos \varphi)^2 + (y-r \sin \varphi + V_d(t-t'))^2 + z^2}{4\omega(t-t')} \right] d\varphi dr dt'. \quad (6)$$

Решение же для всей совокупности тепловых источников будет представлять собой сумму решений для отдельных источников, так как одновременное нахождение этих источников на плоскости обуславливает их совместное одновременное воздействие на некоторую точку, имеющую координаты  $x, y, z$ :

$$\theta(x, y, z, t) = \int_0^t \frac{q}{\lambda \sqrt{\omega(4\pi(t-t'))^{3/2}}} \times \int_{r_1}^{r_2} \sum_{i=0}^n \int_{\varphi_{2k} + \Omega}^{\varphi_{2k+1} + \Omega} \exp \left[ -\frac{(x-r \cos \varphi)^2 + (y-r \sin \varphi + V_d(t-t'))^2 + z^2}{4\omega(t-t')} \right] d\varphi dr dt'. \quad (7)$$

Аналогично ранее рассмотренному случаю сплошного шлифования есть все основания наложить дополнительное ограничение на углы  $\varphi_i$ , определяющие границы источников, так как режущие выступы, находящиеся с тыльной части круга, проходят под той частью поверхности, с которой основная часть материала удалена прошедшими здесь режущими выступами фронтальной части круга, следовательно тепловые процессы, происходящие в этой зоне, не имеют определяющего значения для температуры шлифуемой поверхности. Таким образом, для решения имеют значения те выступы, границы которых находятся в пределах  $0 \leq \varphi_i \leq \pi$ .

Включить ограничение  $0 \leq \varphi_i \leq \pi$  в решение (7) не представляется возможным, т.к. как уже указывалось, что углы  $\varphi_i$  являются функциями от времени и постоянно изменяются.

Однако, если учесть, что точное интегрирование даже более простого вы-

ражения (6) приводит к достаточно трудоемким выкладкам, причем окончательное выражение будет выражено через специальные функции, то интегрирование выражений (5) и (7) целесообразно сразу проводить при помощи численных методов интегрирования [2].

В этом случае ограничение (7) может быть учтено при составлении алгоритма и программы расчета, т.е. численное интегрирование будет осуществляться только в пределах, удовлетворяющих ограничению  $0 \leq \varphi_i \leq \pi$ .

Таким образом, исключаются из расчета те режущие выступы, для которых условия ограничения не выполняются, т.е. находящиеся на тыльной стороне круга.

#### Список литературы

1. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с.
2. Тепловые процессы при обычном и прерывистом шлифовании /А.В. Якимов, Б.О. Ткаченко, С.Г. Зимин, А.А. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков. Одесса: ОГПУ, 1998. – 273 с.
3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.7. “Точность обработки деталей машин ” – Одесса: ОНПУ, 2004. – 546 с.
4. Ларшин В.П., Якимов А.В. Повышение стойкости многониточных резбошлифовальных кругов / Резание и инструмент. — Харьков: Вища школа, 1985. — с. 109-112.

#### Анотація

##### Теплові процеси при шліфуванні торцевим переривчастим колом

*У роботі приведені результати теоретичних досліджень термомеханічних процесів в оброблюваному матеріалі при шліфуванні торцевим переривчастим колом.*

#### Abstract

##### Thermal processes at grinding by face faltering circle

*In work results of theoretical researches of thermomechanical processes in a processable material are resulted at grinding by face faltering circle.*



## АНАЛИЗ ТЯГОВОЙ СПОСОБНОСТИ ДВУХБАРАБАННЫХ ПРИВОДОВ ЛЕНТОЧНЫХ КОНВЕЙЕРОВ И РЕКОМЕНДАЦИИ ПО ИХ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЮ

Овчаров Б.З., канд. техн. наук, Неласий А.Н.  
(Харьковский национальный технический университет  
сельского хозяйства им. П. Василенка)

*Анализ тяговой способности двухбарабанных приводов ленточных конвейеров, выполненный с использованием теории Л. Эйлера-Жуковского Е, и реальных значений коэффициентов трения в зоне контакта ленты с барабанами выявил преимущества II схемы привода.*

*Вскрыты недостатки жесткой зубчатой связи между двумя приводными барабанами и предложена новая схема конструкции с подмоточным барабаном и фрикционной муфтой в редукторе.*

В магистральных ленточных конвейерах, эксплуатируемых в горнорудной и угольной промышленности, а также на предприятиях по добыче и производству стройматериалов, с целью увеличения безперегрузочной длины транспортирования применяют двухбарабанные приводные блоки.

Такой блок состоит из асинхронного двигателя, специального цилиндрического редуктора с двумя выходными параллельными валами связанными между собою жесткой зубчатой передачей с передаточным числом  $U=1$ . Приводные барабаны  $B1$  и  $B2$  рис. 1 с помощью муфт соединяются с выходными валами редуктора. Для увеличения силы тяги конвейера угол обхвата лентой каждого приводного барабана увеличен до  $220^\circ$ .

Что же касается запасовки конвейерной ленты на приводные барабаны, то имеются две схемы, которые применяются без должного на то обоснования.

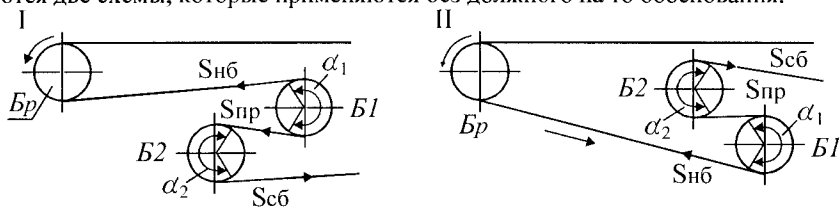


Рис. 1. Схемы обвода ленты в двухбарабанной приводной станции:  $B1$  и  $B2$  – приводные барабаны;  $Br$  – разгрузочный барабан.

В схеме I первый по ходу движения ленты барабан охватывается загрязненной поверхностью ленты, тогда как в схеме II – чистой поверхностью. Вследствие этого коэффициенты сцепления ленты с поверхностью барабанов будут различными.

Обозначим:  $\mu_c$  – коэффициент сцепления ленты на барабане, охватываемом чистой поверхностью ленты, т.е. в схеме I – на барабане  $B2$ , а в схеме II – на ба-

рабана  $BI$ ;  $\mu_m$  – коэффициент сцепления ленты на барабанах, охватываемом загрязненной поверхностью ленты;  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$  – углы обхвата лентой приводных барабанов;  $S_{нб}$  – усилие в набегающей ветви ленты;  $S_{сб}$  – усилие в сбегающей ветви ленты;  $S_{np}$  – усилие в ленте на участке между двумя приводными барабанами.

Тогда максимальное значение  $S_{np}$  и  $S_{нб}$  при одновременной пробуксовке ленты на барабанах (считая, что дуга скольжения равна дуге обхвата) согласно Эйлеру-Жуковскому будет:

$$\begin{array}{ll} \text{для схемы I} & \text{для схемы II} \\ S_{np} = S_{сб} e^{\mu_c \alpha_2}; & (1) \quad S_{np} = S_{сб} e^{\mu_m \alpha_2}; \quad (1') \end{array}$$

$$S_{нб} = S_{np} e^{\mu_m \alpha_1} = S_{сб} e^{\mu_c \alpha_2} e^{\mu_m \alpha_1}; \quad (2) \quad S_{нб} = S_{np} e^{\mu_c \alpha_1} = S_{сб} e^{\mu_m \alpha_2} e^{\mu_c \alpha_1}. \quad (2')$$

Из сравнения (2) и (2') видно, что в схемах I и II максимальное усилие в набегающей ветви  $S_{нб}$  при одинаковых значениях  $S_{сб}$  (задается натяжным устройством) и  $\alpha$  и одновременной пробуксовке ленты на приводных барабанах будет одинаковым, однако распределение тяговых усилий между приводными барабанами будет различно.

Максимальная тяговая способность на барабанах  $B1$  и  $B2$ :

$$\begin{array}{ll} \text{для схемы I} & \text{для схемы II} \\ F_2 = S_{np} - S_{сб} = S_{сб} (e^{\mu_c \alpha_2} - 1); & (3) \quad F_2 = S_{np} - S_{сб} = S_{сб} (e^{\mu_m \alpha_2} - 1); \quad (3') \end{array}$$

$$F_1 = S_{нб} - S_{np} = S_{сб} e^{\mu_c \alpha_2} (e^{\mu_m \alpha_1} - 1); \quad (4) \quad F_1 = S_{нб} - S_{np} = S_{сб} e^{\mu_m \alpha_2} (e^{\mu_c \alpha_1} - 1). \quad (4')$$

Отношение сил тяги на барабанах в схемах

$$\frac{F_1}{F_2} = e^{\mu_c \alpha_2} \frac{e^{\mu_m \alpha_1} - 1}{e^{\mu_c \alpha_2} - 1} = \gamma_I; \quad (5) \quad \frac{F_1}{F_2} = e^{\mu_m \alpha_2} \frac{e^{\mu_c \alpha_1} - 1}{e^{\mu_m \alpha_2} - 1} = \gamma_{II}. \quad (5')$$

Суммарное тяговое усилие двухбарабанной приводной станции по схемам I и II при одновременной пробуксовке ленты на барабанах одинаково и равно

$$F_1 + F_2 = S_{нб} - S_{сб} (e^{\mu_c \alpha_1} e^{\mu_m \alpha_2} - 1). \quad (6)$$

Для конструктора представляет интерес количественно оценить соотношение потенциальных тяговых усилий между приводными барабанами, т.е.  $\gamma_I$  и  $\gamma_{II}$  для схем I и II при различных значениях коэффициентов трения  $\mu_c$  и  $\mu_m$ .

Область изменения коэффициентов сцепления барабана с загрязненной и мокрой поверхностью ленты колеблется в пределах 0,1 – 0,25, а коэффициентов сцепления барабана с чистой поверхностью ленты – 0,3 – 0,5 [1]. Углы обхвата барабанов лентой по аналогии с КЛ-150 (Л-80) принимаем одинаковыми  $\alpha_1 = \alpha_2 = 220^\circ$  (3,83 рад).

Оценим в процентах потенциальную тяговую способность каждого барабана в схемах I и II. Для этого примем  $F_1 + F_2 = 1$ , тогда

$$\begin{array}{ll} \text{для схемы I} & \text{для схемы II} \\ F_1 = F_2 \cdot \gamma_I; & (7) \quad F_1 = F_2 \cdot \gamma_{II}; \quad (7') \end{array}$$

$$F_2 = \frac{1}{\gamma_I + 1} (F_1 + F_2). \quad (8) \quad F_2 = \frac{1}{\gamma_{II} + 1} (F_1 + F_2). \quad (8')$$

Для количественной оценки распределения тяговых усилий на приводных барабанах в табл. 1 даны значения  $\gamma_I$  и  $\gamma_{II}$  при различных значениях  $\mu_m$  и  $\mu_c$ , а на рис. 2 построены графики потенциальной тяговой способности приводных барабанов для схем I и II.

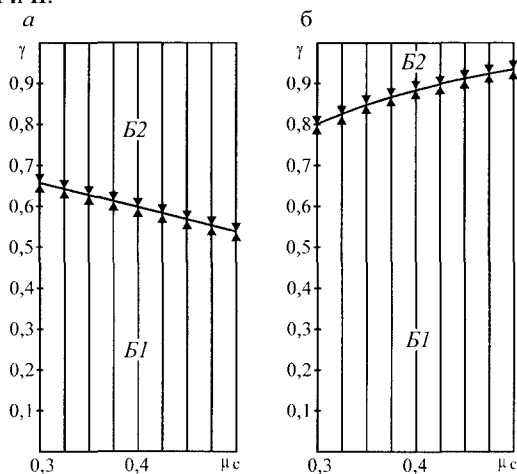


Рис. 2. Сравнение потенциальных тяговых способностей приводных барабанов. а – по схеме I; б – по схеме II.

Из табл. 1 и рис. 2 видно, что при одних и тех же значениях коэффициентов трения  $\mu_m$  и  $\mu_c$  схема II обеспечивает значительно большее  $\gamma_{II}$ , т.е. сила тяги привода создается в основном одним барабаном B1. Так, при  $\mu_m=0,2$  и  $\mu_c=0,3 \div 0,5$  тяговое усилие на барабане B2 в схеме II составляет всего лишь 20–8,3%, а на барабане B1 – 80–91,7%.

В схеме I тяговое усилие на приводных барабанах при указанных значениях  $\mu$  распределяется соответственно: на барабане B2 – 37–42,5%; на барабане B1 – 63–57,5%.

Однако в приведенных схемах при жесткой кинематической связи между приводными барабанами указанное в табл. 1 распределение усилий может существенным образом нарушаться из-за упругого сокращения ленты при огибании барабанов, неравенства диаметров барабанов, появления эксцентриситетов приводных барабанов.

Как показывают эксперименты [2] при достаточных усилиях  $S_{сб}$  в сбегаящей ветви, вследствие сочетания выше отмеченных факторов, в схеме I (см. рис. 1) барабан B2 берет на себя нагрузку всего привода. Барабан B1 в этом случае вращается без нагрузки, а иногда является тормозом для второго барабана. В случае тормозного режима промежуточный участок ленты между двумя барабанами может нагружаться усилиями, большими, чем  $S_{сб}$ , и нередко, в случае жесткой связи между приводными барабанами, имеют место порывы ленты на промежуточной ветви (особенно при прохождении стыков).

Таблица 1

Результаты расчета										
$\mu_m$	$\mu_c$	$e^{\mu_c \alpha}$	Общий тя- говый фак- тор $e^{\mu_m \alpha} (e^{\mu_c \alpha} - 1)$	Схема I			Схема II			
				$\frac{F_1}{F_2} = \gamma_1$		Распределение тяговых усилий на приводных барабанах, %	$\frac{F_1}{F_2} = \gamma_2$		Распределение тяговых уси- лий на при- водных бара- банах, %	
0,1 $e^{\mu_m \alpha} =$ $=1,463$	0,3	3,158	3,6	0,68	41	59	6,8	87,2	12,8	
	0,35	3,819	4,58	0,63	39	61	8,9	90,0	10,0	
	0,4	4,618	5,75	0,59	37	63	11,4	92,0	8,0	
	0,45	5,584	7,55	0,56	36	64	14,5	93,5	6,5	
	0,5	6,889	9,0	0,54	35	65	18,5	94,85	5,15	
0,15 $e^{\mu_m \alpha} =$ $=1,772$	0,3	3,158	4,6	1,135	52,5	47,5	4,94	83,2	16,8	
	0,35	3,819	5,75	1,05	51	49	6,46	86,6	13,4	
	0,4	4,618	7,15	0,99	49,8	50,2	8,45	89,5	10,5	
	0,45	5,584	8,85	0,95	49	51	10,5	91,3	8,7	
	0,5	6,889	11,2	0,9	47,4	52,6	13,51	93,1	6,9	
0,17 $e^{\mu_m \alpha} =$ $=1,915$	0,3	3,158	5,04	1,34	57,2	42,8	4,5	81,8	18,2	
	0,35	3,819	6,3	1,26	55,8	44,2	5,88	84,8	15,2	
	0,4	4,618	7,85	1,17	54,0	46,0	7,58	88,3	11,3	
	0,45	5,584	9,7	1,115	52,8	47,2	9,6	90,5	9,5	
	0,5	6,889	12,2	1,065	51,6	48,4	12,3	92,5	7,5	
0,2 $e^{\mu_m \alpha} =$ $=2,157$	0,3	3,158	5,8	1,7	63	37	4,0	80,0	20,0	
	0,35	3,819	7,2	1,57	61	39	5,25	84,0	16,0	
	0,4	4,618	8,95	1,48	59,5	40,5	6,74	87,1	12,9	
	0,45	5,584	11,0	1,41	58,5	41,5	8,55	89,5	10,5	
	0,5	6,889	13,8	1,35	57,5	42,5	11,05	91,7	8,3	
0,25 $e^{\mu_m \alpha} =$ $=2,6117$	0,3	3,158	7,2	2,37	70,4	29,6	3,48	77,8	22,2	
	0,35	3,819	9,0	2,2	69	34	4,55	82,0	18,0	
	0,4	4,618	11,0	2,07	67,5	32,5	5,85	85,4	14,6	
	0,45	5,584	13,5	1,96	66	34	7,4	88,1	11,9	
	0,5	6,889	17,0	1,89	65,4	34,6	9,55	90,5	9,5	

В схеме II, вследствие того, что тяговая способность барабана Б2 составляет не более 20–7,5% суммарной силы тяги двухбарабанного привода, даже при самом неблагоприятном сочетании отмеченных выше факторов промежуточный участок ленты между двумя барабанами не будет испытывать чрезмерных усилий, так как основная нагрузка приходится на барабан Б1.

Однако жесткую связь между приводными барабанами в любых схемах следует избегать, хотя в схеме II она менее вредна, чем в схеме I.

Рассмотрим схему двухбарабанной приводной станции с муфтой предельного момента на барабане Б2 (рис. 3). Такая схема обладает достоинствами.

Так как потенциальная тяговая способность барабана Б2 в схеме II состав-

ляет всего лишь 5–20% общей силы тяги, его в двухбарабанных приводных станциях рационально использовать как подмоточный для барабана  $B1$ , потенциальная тяговая способность которого составляет 80–95% общей силы тяги конвейера.

Для устранения проскальзывания ленты на барабане  $B2$  в редукторе на выходном валу предусмотрена фрикционная муфта. Момент, передаваемый фрикционной муфтой, следует определять исходя из минимально возможного значения коэффициента сцепления загрязненной поверхности ленты с приводным барабаном.

Чтобы была гарантирована подмотка ленты, угловая скорость  $\omega_2$  приводного вала  $B2$  должна быть несколько больше угловой скорости  $\omega_1$   $B1$ .

Поскольку лента огибает приводные барабаны  $B1$  и  $B2$  под различным натяжением, дополнительная деформация участка ленты единичной длины (упругое удлинение) на барабане  $B1$  будет пропорциональна силе тяги барабана  $F_1$  и обратно пропорциональна модулю упругости ленты  $E_0$ . Тогда, исходя из этого, можно записать равенство между скоростями набегания ленты на приводные барабаны ( $v_1$  – на барабан  $B1$  и  $v_2$  – на  $B2$ ):

$$\left(1 + \frac{F_1}{E_0}\right)v_2 = v_1. \quad (9)$$

Скорость ленты выразим через угловую скорость  $\omega$  и радиус приводного барабана  $R$ . При этом необходимо учесть возможный разброс допусков на диаметры приводных барабанов.

По свободному классу допуск на диаметр барабана, равный 360–400 мм, составляет  $\Delta=0\div 1,55$  мм. С учетом футеровки принимаем допуск 2 мм (конвейер КЛ–150). Тогда  $D = 360\div 362$  мм.

Тяговое усилие на барабане  $B1$  зависит от мощности двигателя.

Принимая ориентировочно  $F_1=0,85\Sigma W$ , где  $W$  – тяговое усилие привода, при  $v=1,6$  м/с получим для различных мощностей следующие значения:

Мощность двигателя $N$ , кВт .....	20	32	40
При максимальной нагрузке $F_{1max}$ , Н .....	8900	14500	17800
При минимальной нагрузке $F_{1min}$ , Н .....	4150	6750	8300

Из уравнения (9) можно записать

$$\begin{aligned} \left(1 + \frac{F_1}{E_0}\right)\omega_2 R_2 &= \omega_1 R_1 \quad \text{или} \\ \left(1 + \frac{F_1}{E_0}\right)\frac{R_2}{R_1}\omega_2 &= \omega_1, \quad (10) \\ \min \frac{R_2}{R_1} &= \frac{360}{362} = 0,995; \quad \max \frac{R_2}{R_1} = \frac{362}{360} = 1,005. \end{aligned}$$

В рассмотренной области изменения отмеченных факторов и радиусов  $R$  приводных барабанов величина угловой скорости барабана  $B2$   $\omega_2$  может изме-

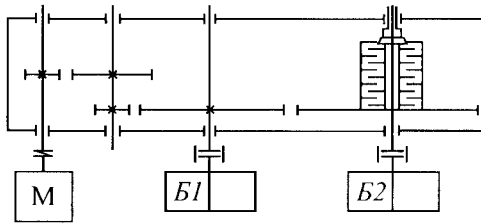


Рис. 3. Схема двухбарабанного привода с фрикционной муфтой.

се барабана *Б1*. При этом относительная угловая скорость проскальзывания в фрикционной муфте будет составлять  $(0,006 \div 0,02)\omega_1$ . Это значит, что потери в муфте составят 0,6–2%. Однако этого не надо опасаться, так как при жесткой связи из-за наличия отмеченных выше факторов проскальзывание ленты по барабану может быть значительно больше и сопровождаться износом ленты.

Конструкция узла фрикционной муфты обязательно должна предусматривать регулировку и контроль зажатия дисков с наружной стороны без вскрытия редуктора, что можно осуществить через полный вал. В качестве материалов дисков фрикционной муфты, работающей с постоянным проскальзыванием в масляной ванне, можно рекомендовать внутренние диски закаленные стальные, а наружные – из куняли. Фрикционные муфты с такими дисками хорошо работают в пульсаторах механизмов подачи.

Момент, передаваемый фрикционной муфтой, необходимо определять исходя из минимально возможного значения коэффициента сцепления  $\mu_c$ . Основываясь на анализе экспериментов [1, 2], нами принято  $\mu_{c\min} = 0,17$ . Величина момента, передаваемого фрикционной муфтой,

$$T_2 = S_{c\delta} (e^{\mu_{c\min}\alpha} - 1) R_{\delta}. \quad (11)$$

В табл. 2 дано соотношение моментов на приводных барабанах и величина общего тягового фактора при  $\alpha=220^\circ$  (3,83 рад) и  $\mu_c = 0,4; 0,45; 0,5$ .

Таблица 2

$\mu_c$	$\mu_c$	Общий тяговый фактор ( $e^{\mu_{c\min}\alpha} e^{\mu_c\alpha} - 1$ )	$\frac{F_1}{F_2} = \gamma_{II}$	Распределение тяговых усилий на приводных барабанах, %	
				<i>Б1</i>	<i>Б2</i>
0,17	0,4	7,85	7,58	88,3	11,7
	0,45	9,7	9,6	90,5	9,5
	0,5	12,2	12,3	92,5	7,5

**Выводы:** В области практических значений коэффициентов трения ленты на барабанах  $\mu_c$  и  $\mu_m$  схема II обвода ленты обеспечивает на барабане *Б1* свыше 90% всей тяговой способности привода. Установка приводного барабана *Б1* с рифленной поверхностью в схеме II обеспечит гарантированную высокую тяговую способность при наличии подмоточного барабана и фрикционной муфты на *Б2*.

### Список литературы

1. Адамчук В.М. Исследование тяговых способностей футерованных различными материалами приводных барабанов ленточных конвейеров. – «Труды ВНИИПТМаш. Конвейеры» 1981, вып. 9(30).
2. Биличенко Н.Я., Высочин Е.М., Загородний Е.Х. Эксплуатационные режимы ленточных конвейеров. Киев, «Техника», 1964.

### Анотація

#### **Аналіз тягової здібності двохбарабаних приводів стрічкових конвеєрів і рекомендації по їх удосконаленню**

*Аналіз тягової здібності двохбарабаних приводів стрічкових конвеєрів виконаний з використанням теорії Л. Ейлера-Жуковського М. при реальних значеннях коефіцієнтів тертя в зоні контакту стрічки з барабанами виявив переваги II схеми привода.*

*Розкриті недоліки жорсткої зубчатої передачі між двома приводними барабанами і запропонована схема конструкції з відмотувальним барабаном і фрикційною муфтою в редукторі на валу барабана Б2.*

### Abstract

#### **The analysis of traction capability of double-drum driving gears of bend conveyor and proposals on its perfection**

*Carried out analysis of traction capability of double-drum driving gears of bend conveyers using the Euler-Zhukovsky theory upon the real friction factors in the contact zone of band and drums has detected an advantage of the II scheme of driving gear.*

*There were revealed the shortcomings of stiff toothed linkage between two driving drums. Authors introduce the new driving gear construction with underwinding drum and friction coupling at its shaft.*

## К ВОПРОСУ О ВЫБОРЕ МАТЕРИАЛА И ЧИСТОТЕ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТИ ВАЛА НА РЕЗИНОМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОДШИПНИКАХ СКОЛЬЖЕНИЯ, СМАЗЫВАЕМЫХ ВОДОЙ

Свиргун О.А., канд. техн. наук

(Харьковский национальный технический университет  
сельского хозяйства им. Петра Василенко)

*В статье рассмотрены вопросы выбора конструкционных материалов для валов при смазке водой.*

Применение воды в гидродинамических опорах и подшипниках граничного трения из-за малой вязкости смазывающего материала и ряда других специфических свойств потребовало использования в качестве одного из элементов трущихся пар различных синтетических и полиамидных материалов: текстолита, древесно-слоистого пластика, фторопласта, полиуретана, резины и других, имеющих значительную податливость рабочих поверхностей.

Дополнительные требования выдвигает проблема водяной смазки к материалу второго элемента трущейся пары, который должен противостоять окислению, износу и коррозирующему действию некоторых соединений, входящих в состав упругих элементов пар трения.

Существенным недостатком при смазке водой является то, что она оказывает коррозионное действие на окружающие детали, что вызывает необходимость в подборе материалов валов, их облицовке, металлизации нержавеющей стали и применении ряда других конструктивных и технологических мероприятий.

Перспективы дальнейшего внедрения резинометаллических подшипников скольжения в новых отраслях машиностроения делают актуальными как вопросы совершенствования методики расчета опорных узлов с уточнением режимов трения, деформаций и температур, так и вопросы по выбору материалов трущихся поверхностей.

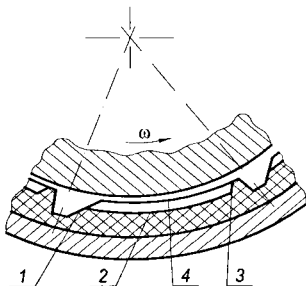


Рис.1. Схема опорной поверхности резинового подшипника.

Разработанная методика расчета [1, 2] позволила принять модель работы подшипников из материала типа резины, согласно которой опорная поверхность в направлении движения разделяется на три части, показанные на рис. 1.

Входная часть -1 образуется входной фаской или входным радиусом, деформированными упругими перемещениями резинового слоя. Опорная несущая поверхность -2, эквидистантная подвижной поверхности, находится под практически постоянным давлением, определяемым общей нагрузкой.



Узкий валик вдоль выходной кромки -3 подобно ступеньки Рейлея способствует запиранию потока воды и созданию гидродинамической подъемной силы. Аналогичный валик -4 располагается вдоль торцовых кромок опорной поверхности, уменьшая расходы воды в торцовом направлении и способствуя равномерному распределению давления вдоль оси вала.

Расчеты показывают, что в зонах 1 и 2 толщина смазочной пленки обычно превышает высоты микронеровностей вала после приработки и на этом участке имеет место жидкостной режим трения. На участках 3 и 4 образуется узкая щель, размеры которой обычно меньше высот микронеровностей вала. На этом участке практически всегда будет режим граничного трения. Граничное трение на запорных поясах заметно влияет на силу трения и температуру отдельных участков резинового покрытия.

Шероховатость стальных поверхностей валов, работающих в паре с резиной, по рекомендациям [3] при изготовлении принимают  $R_a = 1,8 \div 2$  мкм. Практика эксплуатации резинOMETаллических подшипников показывает, что после 30÷40 часов работы наблюдается приработка подшипника и вала, а реальная шероховатость будет значительно меньше. Опыт доводки подшипников для буровых установок показывает, что стальная поверхность с твердостью 48 HRC, обработанная с шероховатостью по  $R_a = 2,5$  мкм, после 40 часов работы приобретает вид поверхности после тонкого шлифования. Эксперименты показали, что максимальные высоты микронеровностей снижаются до  $R_a = 0,32$  мкм. При этом отмечается, что снижение шероховатости вызывает увеличение пускового момента с увеличением времени неподвижного контакта. Несмотря на это, при установке манжетных уплотнений рекомендуется задавать шероховатость вала по  $R_a = 0,16 \div 0,32$  мкм, которую можно достичь тонким точением инструментом из поликристаллических сверхтвёрдых материалов типа гексонит-Р с последующим алмазным выглаживанием. При этом в поверхностном слое вала будут напряжения сжатия с наклёпанным упрочненным слоем, что повышает эксплуатационные характеристики работы подшипников. Максимальная высота микронеровностей в этом случае будет составлять  $0,63 \div 1,3$  мкм. Исходя из сказанного, можно считать, что критическая толщина водяной пленки, при которой можно ожидать переход от жидкостного к полужидкостному режиму трения находится на уровне  $1,4 \div 1,6$  мкм.

Наблюдаемые в зоне трения при смазке водой процессы кавитационной эрозии носят в начале локальный характер, но постепенно захватывают значительную поверхность деталей и проникают на большую глубину. Этому виду разрушения способствует также процесс коррозии. Для противостояния этому разрушительному процессу необходимо применять специальные износостойкие стали.

Наибольшая стойкость деталей при кавитационной эрозии и при механическом изнашивании со значительными ударами достигается при использовании сталей с аустенитной структурой и её частичном превращении во время эксплуатации, т.е. у сталей с нестабильным аустенитом. Эти стали применяют чаще в литом или кованном состоянии с последующей закалкой. Их общая тех-

нологическая особенность - пониженная обрабатываемость резанием. Стали, стойкие против кавитационной эрозии и имеющие мало углерода, можно обрабатывать быстрорежущей сталью с высокой теплоустойкостью.

Высокую кавитационную стойкость имеют также мартенситно-старяющие стали, упрочняемые в результате мартенситного превращения при закалке дисперсионного твердения при отпуске.

По составу мартенситно-старяющие стали являются практически безуглеродистыми, высоколегированными никелем, кобальтом, молибденом и в меньшем количестве титаном, а некоторых случаях бериллием.

Мартенситно-старяющие стали при дополнительном легировании хромом ~12% Cr становятся стойкими против коррозии в сильно агрессивных средах (морской воде, кислотах) и т.п.[4]

Технологические свойства мартенситно-старяющих сталей - повышенная свариваемость, обрабатываемость резанием и пластичность в закаленном состоянии. Деформация деталей при последующем отпуске, создающем высокие механические свойства и выполняемом после резания, незначительна.

Повышенная стойкость сталей против коррозии требует применения сталей с содержанием хрома не ниже 12,5-13 %. Структура сталей - феррито-карбидная. В этом случае на металлической поверхности возникает защитная (пассивная) пленка окислов хрома, достаточно плотная и прочно связанная с основной, что прерывает контакт с агрессивной средой. Содержание углерода у большинства сталей этого типа должно быть низким, чтобы уменьшить переход хрома в карбиды, в результате которого его концентрация в защитной окисной пленке неизбежно уменьшается ниже требуемой. Эти стали не обладают высокой прочностью, твердостью и износостойкостью.

При большем содержании углерода (0,3 - 0,4 % и выше) обязательна термическая обработка: закалка при температуре 1000-1100°C, при которой карбиды хрома переводятся в твердый раствор, и низкотемпературный отпуск (150-200°C). Вязкость в этом случае понижается. Стали аустенитного типа с 18 % Cr и 9 или 10 % Ni обладают коррозионной стойкостью во многих средах при комнатных температурах, при нагреве, а также в условиях атмосферной коррозии в промышленных городах, в кипящих растворах азотной, лимонной и фосфорной кислотах. Однако, плохие литейные свойства и обрабатываемость резанием ограничивает применение этих сталей для изготовления валов..

Стали 12X18N9 и 17X18N9 склонны к межкристаллической коррозии. Поэтому после закалки их нельзя нагревать выше 400°C, нельзя сваривать.

Стали аустенитно-ферритного класса используются как заменитель аустенитных сталей, так как, обладают достаточно высокими механическими и антикоррозионными свойствами. Они более технологичны, меньше содержат никеля и более дешевые. Недостатком этих сталей, ограничивающим их применение, следует считать нестабильность свойств при колебаниях химического состава в пределах марки, вызывающих изменения количественного соотношения аустенита и феррита, а также охрупчивание при нагреве. Это относится также к стали 12X21N5T.

Стали аустенитно-мартенситного класса используются как коррозионно-

стойкий высокопрочный конструкционный материал. Обладая достаточно высокими антикоррозионными свойствами в окислительных средах, они значительно прочнее коррозионнотойких сталей аустенитного класса.

Недостатком сталей мартенситно-аустенитного класса, например, стали 09X15H8Ю, следует считать сложность термической обработки.

**Выводы:** В связи с тем, что при смазке водой в зоне трения наблюдаются явления кавитационной эрозии, материалы, применяемые для деталей и конструкций должны быть стойкими при взаимодействии с потоками жидкости. Типичными представителями материалов, стойких к кавитационной эрозии, являются стали: 30X10Г10, 14X17Н2. Коррозионная стойкость в агрессивных средах повышается при дополнительном легировании хромом свыше 12 % в мартенситных сталях. При повышенной скорости потока воды широко применяется аустенитная сталь 12X18Н9Т.

#### Список литературы

1. Свиргун О.А. Исследование деформаций рабочих поверхностей опорных резинометаллических подшипников // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. - Харків: ХДТУСГ.– 2002. – Вип.10.– С. 343-346
2. Свиргун О.А. Основы расчета резинометаллических подшипников скольжения // Труды Одесского политехнического университета.– Одесса: ОГПУ.– 2001. – Вып. 5. – С. 170-172.
3. Давыдов А.П. Резиновые подшипники в машиностроении. – Л.: Машиностроение, 1968. – 188 с.
4. Лахтин Ю.М. Металловедение и термическая обработка металлов, -М, Металлургия, 1976

#### Анотація

**К питанню про вибір матеріала та чистоту обробки поверхні валу на гумометалевих підшипниках ковзання, які змащуються водою**

*В статті розглянуті питання вибору конструкційних матеріалів для валів при змащенні водою.*

#### Abstract

**To questions choice of material and cleannes of treatment of surface of billow on rubber- mettal sliding bearings**

*The article consider estimate of choice of materials of billow on which to have water lubrication.*

## АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В МНОГОСЛОЙНЫХ ПЛАСТИНАХ НЕКАНОНИЧЕСКОЙ ФОРМЫ В ПЛАНЕ

Сметанкина Н.В., канд. техн. наук, Свет Е.В.,  
Шуников А.Н., докт. техн. наук

*(Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАН Украины)*

*Предложен метод аналитического решения задачи нестационарной теплопроводности для многослойных пластин неканонической формы в плане при нагревании межслойными пленочными источниками тепла. Распределение температуры по толщине каждого слоя представляется в виде разложения по системе ортонормированных полиномов Лежандра. Исследованы температурные поля в пятислойных пластинах в условиях конвективного теплообмена с окружающей средой.*

Одной из актуальных задач в современной технике является достоверное определение теплового состояния элементов конструкций. Как показывает анализ литературных источников, наиболее исследованы однородные конструкции [1, 2]. В случае многослойных элементов конструкций, задачи теплопроводности решаются с привлечением различного рода гипотез о распределении температуры по толщине пакета слоев. Чаще всего это распределение предполагается кусочно-однородным [3, 4]. При этом если конструкция имеет сложную форму в плане, для расчета в большинстве работ применяются численные методы: метод конечных разностей [5], методы конечных [6] и граничных [7] элементов.

Использование аналитических методов связано с преодолением значительных математических трудностей при описании геометрических параметров многослойных тел сложной конфигурации, условий сопряжения слоев с учетом внутренних источников тепла, наличием слоев с существенно различающимися свойствами [8–11]. Таким образом, актуальной остается разработка эффективных методов, позволяющих представить решение задачи в аналитическом виде.

Целью настоящей работы является разработка метода решения задачи нестационарной теплопроводности многослойных пластин неканонической формы, который дает возможность представить решение задачи в аналитическом виде без привлечения гипотез о распределении температуры по толщине слоя.

Рассматривается многослойная пластина, собранная из  $I$  слоев постоянной толщины  $h_i$  ( $i = \overline{1, I}$ ). Пластина отнесена к декартовой системе координат, которая связана с наружной поверхностью первого слоя и занимает на координатной плоскости область, ограниченную контуром  $L: x_L = x(s), y_L = y(s)$  ( $s$  – текущая длина дуги). На верхней, нижней и боковых поверхностях пластины происходит конвективный теплообмен. Уравнение теплопроводности, граничные условия на внешних поверхностях ( $\Omega_a, \Omega_b$ ), границе контакта слоев ( $\Omega_i, i = \overline{1, I-1}$ ) и на боковой поверхности ( $\Omega_L^i, i = \overline{1, I}$ ) многослойной пластины получаются из вариационного уравнения теплового баланса [12]:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = v_i \Delta T^i + \frac{q^i}{c_i \rho_i}, \quad \Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}, \quad i = \overline{1, I}, \quad (1)$$

$$-k_1 \frac{\partial T^1}{\partial z} + H_1 (T^1 - T_t) = 0, \quad (x, y, z) \in \Omega_t, \quad (2)$$

$$k_I \frac{\partial T^I}{\partial z} + H_I (T^I - T_b) = 0, \quad (x, y, z) \in \Omega_b, \quad (3)$$

$$k_i \frac{\partial T^i}{\partial z} - k_{i+1} \frac{\partial T^{i+1}}{\partial z} + q_\Omega^i = 0, \quad T^i = T^{i+1}, \quad z = \delta_i, \quad \delta_i = \sum_{j=1}^i h_j, \quad i = \overline{1, I-1}, \quad (4)$$

$$k_i \frac{\partial T^i}{\partial n} + H_L^i (T^i - T_L^i) = 0, \quad (x, y, z) \in \Omega_L^i, \quad i = \overline{1, I}. \quad (5)$$

В уравнениях (1)–(5)  $T^i = T^i(x, y, z, \tau)$  – температура;  $k_i$  – коэффициент теплопроводности материала  $i$ -го слоя;  $\rho_i$  – плотность материала слоя;  $c_i$  – теплоемкость  $i$ -го слоя;  $H_L^i$ ,  $H_t$  и  $H_b$  – коэффициенты конвективного теплообмена на боковой, верхней и нижней поверхностях пластины;  $T_L^i$ ,  $T_t$  и  $T_b$  – температура среды на границе с боковой, верхней и нижней поверхностями;  $q^i(x, y, z, \tau)$  – интенсивность  $i$ -го внутреннего источника тепла;  $q_\Omega^i(x, y, \tau)$  – интенсивность  $i$ -го пленочного источника тепла, расположенного на границе контакта соседних слоев;  $\Omega_q^i$  – область, занимаемая  $i$ -м пленочным источником тепла;  $\delta_{ij}$  – символ Кронекера,  $\tau$  – время;  $v_i = k_i / (\rho_i c_i)$  – коэффициент температуропроводности  $i$ -го слоя;  $n = n(x, y)$  – внешняя нормаль к боковой поверхности.

Метод решения поставленной задачи (1)–(5) состоит в том, что исходная многослойная пластина произвольной формы в плане погружается во вспомогательную прямоугольную многослойную пластину с той же композицией слоев и нулевыми условиями на контуре. Распределение температуры в слоях и на боковой поверхности, а также плотность внутренних тепловых источников представляется в виде разложения по полиномам Лежандра [13]:

$$T^i(x, y, z, \tau) = \sum_{r=0}^R T_r^i(x, y, \tau) f_r^i(z), \quad (x, y) \in \Omega, \quad (6)$$

$$T_L^i(x, y, z, \tau) = \sum_{r=0}^R T_{Lr}^i(x, y, \tau) f_r^i(z), \quad (x, y) \in L, \quad (7)$$

$$q^i(x, y, z, \tau) = \sum_{r=0}^R q_r^i(x, y, \tau) f_r^i(z), \quad (x, y) \in \Omega_q^i, \quad (8)$$

где  $f_r^i(z)$  – полином Лежандра степени  $r$ . Как показал последующий численный анализ решения, в разложениях (6)–(8) можно учесть первые четыре члена ряда, что обеспечивает достаточную точность решения задачи.

Условия (2)–(4) образуют систему линейных алгебраических уравнений, которая позволяет записать разложение (6) как

$$T^i(x, y, z, \tau) = \sum_{j=1}^I \left[ \left( \delta_{ij} f_0^i + \chi_{j11}^i f_2^i + \chi_{j12}^i f_3^i \right) T_0^j + \left( \delta_{ij} f_1^i + \chi_{j21}^i f_2^i + \chi_{j22}^i f_3^i \right) T_1^j \right] + \psi_1^i f_2^i + \psi_2^i f_3^i, \quad i = \overline{1, I}, \quad (9)$$

где  $\chi_{j11}^i, \chi_{j12}^i, \chi_{j21}^i, \chi_{j22}^i, \psi_1^i, \psi_2^i$  – константы, полученные в результате численных преобразований. Температура в виде (9) удовлетворяет граничным условиям на наружных поверхностях пластины  $\Omega_l$  (2) и  $\Omega_b$  (3) и границах контакта слоев (4).

Уравнение теплопроводности (1) с учетом (8) и (9) приобретает вид

$$\begin{aligned} & \sum_{j=1}^I \left\{ \left[ \chi_{jk}^{31} I + \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{11} \left( \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) \right] T_0^j + \left[ \chi_{jk}^{41} I + \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{21} \left( \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) \right] T_1^j \right\} + \\ & + \left( \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) \sum_{i=1}^I \chi_{ik}^{51} + \chi_k^{61} I - \sum_{j=1}^I \left\{ \left[ \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{11} \frac{\rho_i c_i}{k_i} \right] \frac{\partial T_0^j}{\partial \tau} + \left[ \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{21} \frac{\rho_i c_i}{k_i} \right] \frac{\partial T_1^j}{\partial \tau} \right\} + \\ & + \frac{q_0^k}{k_k} + \sum_{i=1}^I \left[ \chi_{k11}^i \frac{q_2^i}{k_i} + \chi_{k12}^i \frac{q_3^i}{k_i} \right] = 0, \\ & \sum_{j=1}^I \left\{ \left[ \chi_{jk}^{32} I + \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{12} \left( \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) \right] T_0^j + \left[ \chi_{jk}^{42} I + \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{22} \left( \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) \right] T_1^j \right\} + \\ & + \left( \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) \sum_{i=1}^I \chi_{ik}^{52} + \chi_k^{62} I - \sum_{j=1}^I \left\{ \left[ \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{12} \frac{\rho_i c_i}{k_i} \right] \frac{\partial T_0^j}{\partial \tau} + \left[ \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{22} \frac{\rho_i c_i}{k_i} \right] \frac{\partial T_1^j}{\partial \tau} \right\} + \\ & + \frac{q_1^k}{k_k} + \sum_{i=1}^I \left[ \chi_{k21}^i \frac{q_2^i}{k_i} + \chi_{k22}^i \frac{q_3^i}{k_i} \right] = 0, \quad k = \overline{1, I}. \end{aligned} \quad (10)$$

Граничное условие на боковой поверхности  $i$ -го слоя (5) с учетом разложения (7) представляется в форме

$$\begin{aligned} & \sum_{j=1}^I \left\{ \left[ \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{11} k_i \right] \frac{\partial T_0^j}{\partial n} + \left[ \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{21} k_i \right] \frac{\partial T_1^j}{\partial n} + \left[ \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{11} H_L^i \right] T_0^j + \left[ \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{21} H_L^i \right] T_1^j \right\} + \\ & + \sum_{i=1}^I \frac{\partial \chi_{ik}^{51}}{\partial n} k_i + \sum_{i=1}^I \chi_{ik}^{51} H_L^i - H_L^k T_{L1}^k = 0, \\ & \sum_{j=1}^I \left\{ \left[ \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{12} k_i \right] \frac{\partial T_0^j}{\partial n} + \left[ \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{22} k_i \right] \frac{\partial T_1^j}{\partial n} + \left[ \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{12} H_L^i \right] T_0^j + \left[ \sum_{i=1}^I \chi_{ijk}^{22} H_L^i \right] T_1^j \right\} + \\ & + \sum_{i=1}^I \frac{\partial \chi_{ik}^{52}}{\partial n} k_i + \sum_{i=1}^I \chi_{ik}^{52} H_L^i - H_L^k T_{L2}^k = 0, \quad k = \overline{1, I}. \end{aligned} \quad (11)$$

Для решения системы (10)–(11) применяется метод, позволяющий представить решение задачи в аналитическом виде. Чтобы обеспечить выполнение

реальных граничных условий (11) на боковой поверхности, к вспомогательной пластине по следу границы  $L$  прилагаются дополнительные компенсирующие источники  $q_i^{comp}(x, y, z, \tau)$  ( $(x, y, z) \in \mathcal{S}_L^i$ ,  $i = \overline{1, I}$ ), которые входят в уравнение теплопроводности (10) в виде интегральных соотношений [13, 14]:

$$q_r^i(x, y, \tau) = \int_0^{s^*} q_{ir}^{comp}(x_L, y_L, \tau) \delta(x - x_L, y - y_L) ds, \quad r = 0, 1, 2, 3,$$

где  $\delta(x - x_L, y - y_L)$  – двумерная  $\delta$ -функция Дирака,  $s^*$  – длина контура  $L$  исходной пластины.

Граничные условия на следе контура  $L$ , которым должно удовлетворять аналитическое решение, приводят к системе интегральных уравнений для определения интенсивностей компенсирующих источников. Далее искомые функции разлагаются в тригонометрические ряды по функциям, удовлетворяющим граничным условиям охватывающей прямоугольной пластины, что позволяет свести решение системы уравнений теплопроводности к интегрированию системы обыкновенных дифференциальных уравнений. Кроме того, функции, входящие в граничные условия исходной пластины, разлагаются в ряд вдоль следа контура  $L$ . В результате этих преобразований система интегральных уравнений на каждом шаге по времени сводится к системе линейных алгебраических уравнений относительно коэффициентов разложения в ряд вдоль контура функций компенсирующих источников.

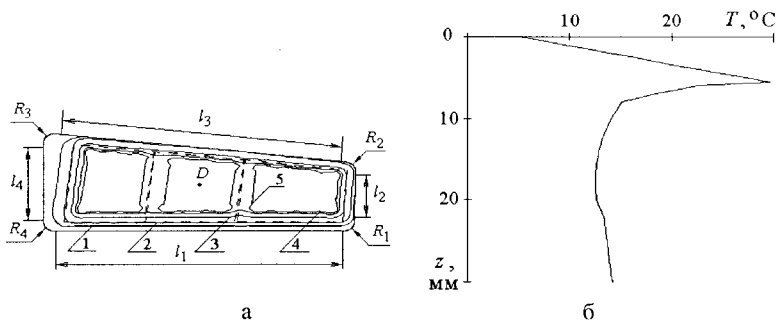


Рис. 1. Распределение температуры на поверхности и по толщине пластины I: 1 – -4 °С, 2 – 0 °С, 3 – 15 °С, 4 – 25 °С, 5 – 30 °С.

В качестве примера рассматриваются пятислойные пластины, контур пластины составлен из прямых и дуг окружностей. Слои выполнены из материалов со следующими характеристиками:  $k_i = 1,08$  Вт/(м·°С),  $c_i = 870$  Дж/(кг·°С),  $\rho_i = 2520$  кг/м<sup>3</sup>,  $i = 1, 3, 5$ ;  $k_i = 0,22$  Вт/(м·°С),  $c_i = 2344$  Дж/(кг·°С),  $\rho_i = 1060$  кг/м<sup>3</sup>,  $i = 2, 4$ . Боковая поверхность пластин считается теплоизолированной. Задача теплопроводности решена с такими исходными данными:  $H_i = 433$  Вт/(м<sup>2</sup>·°С),  $H_b = 20$  Вт/(м<sup>2</sup>·°С);  $T_i = -30$  °С,  $T_b = 20$  °С. Пленочный источник тепла мощностью  $q_\Omega^1 = 6$  кВт/м<sup>2</sup> расположен между первым и вторым слоями пластин. На рис. 1 показаны результаты расчета для пластины I со следую-

щими геометрическими параметрами:  $h_1 = 5$  мм,  $h_2 = 3$  мм,  $h_3 = 12$  мм,  $h_4 = 2$  мм,  $h_5 = 8$  мм;  $l_1 = 740$  мм,  $l_2 = 160$  мм,  $l_3 = 750$  мм,  $l_4 = 260$  мм,  $R_i = 30$  мм,  $i = \overline{1, 4}$ .

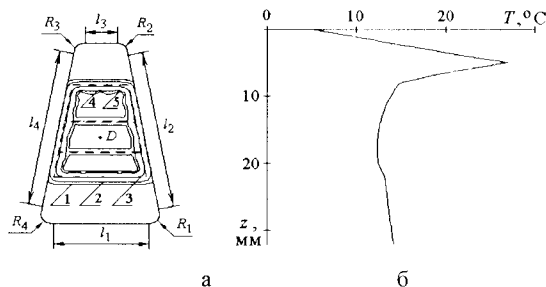


Рис. 2. Распределение температуры на поверхности и по толщине пластины П: 1 –  $-5$  °С, 2 –  $-4$  °С, 3 –  $0$  °С, 4 –  $15$  °С, 5 –  $25$  °С.

наличием источника тепла.

На рис. 2 представлены аналогичные результаты для пластины П с геометрическими параметрами  $h_1 = 5$  мм,  $h_2 = 3$  мм,  $h_3 = 12$  мм,  $h_4 = 2$  мм,  $h_5 = 10$  мм;  $l_1 = 290$  мм,  $l_2 = l_4 = 610$  мм,  $l_3 = 98$  мм,  $R_i = 30$  мм,  $i = \overline{1, 4}$ .

Таким образом, разработан аналитический метод решения задач нестационарной теплопроводности многослойных пластин, позволяющий описать тепловое состояние пластин неканонической формы в плане при различных вариантах граничных условий.

### Список литературы

1. Подстригач Я.С., Коляно Ю.М. Неустановившиеся температурные поля и напряжения в тонких пластинках.– Киев: Наук. думка, 1972.– 308 с.
2. Goldstein R.J., Ibele W.E., Patankar S.V., Simon T.W., Kuehn T.H., Strykowski P.J., Tamma K.K., Heberlein J.V.R., Davidson J.H., Bischof J., Kulacki F.A., Kortshagen U., Garrick S., Srinivasan V. Heat transfer – a review of 2003 literature // Int. J. Heat Mass Transfer.– 2006.– V. 49, № 3–4.– P. 451–534.
3. Подстригач Я.С., Ломакин В.А., Коляно Ю.М. Термоупругость тел неоднородной структуры.– М.: Наука, 1984.– 368 с.
4. Oguamanam D.C.D., Hansen J.S., Heppler G.R. Nonlinear transient response of thermally loaded laminated panels // J. Applied Mechanics.– 2004.– V. 71, № 1.– P. 49–56.
5. Коханенко Ю. В., Мазур О. К., Палько А. Л. Температурные напряжения и краевые эффекты в трехслойной пластине // ДАН НАНУ. – 2001. – № 7. – С. 52-56.
6. Phongthanapanich S., Dechaumphai P. Evaluation of combined Delaunay triangulation and remeshing for finite element analysis of conductive heat transfer // J. Trans. CSME.– 2004.– V. 27, № 4.– P. 319–339.
7. Davey K., Hinduja S. An improved procedure for solving transient heat conduc-

На рис. 1, а представлено распределение температуры в момент времени  $\tau = 10^3$  с на поверхности с источником тепла, а на рис. 1, б – по толщине пластины в точке D. Расположение источника показано на рис. 1, а штриховой линией. На поверхности раздела первого и второго слоев пластины наблюдается резкое изменение температуры, вызванное



- tion problems using the boundary element method // Int. J. Numer. Meth. Engng.– 1989.– V. 28, № 12.– P. 2293–2306.
8. Рвачев В.Л., Слесаренко А.П. Алгебро-логические и проекционные методы в задачах теплообмена.– Киев: Наук. думка, 1978.– 139 с.
  9. Слесаренко А.П. Математическое моделирование тепловых процессов в телах сложной формы при нестационарных граничных условиях // Пробл. машиностроения.– 2002.– Т. 5, № 4.– С. 72–80.
  10. Слесаренко А.П., Меша Ю.В. Математическое моделирование температурных полей в многослойном анизотропном теле сложного сечения // Доп. НАН України. – 2003. – № 5. – С. 82–85.
  11. Ерхов И.С. Неустановившееся температурное поле в анизотропной пластине, подверженной локальному стационарному воздействию с учетом запаздывания по времени // Известия ВУЗов. Машиностроение.– 2004.– № 2.– С. 25–35.
  12. Метод конечных элементов в механике твердых тел / Под общ. ред. А. С. Сахарова и И. Альтенбаха. – Киев: Вища шк., 1980. – 480 с.
  13. Сметанкина Н.В., Свет Е.В., Шупиков А.Н. Задача стационарной теплопроводности многослойных пластин со сложной формой // Проблемы машиностроения.– 2004. – Т. 7, № 3.– С. 25–31.
  14. Сметанкіна Н.В., Свет С.В., Шупіков О.М. Метод занурення у задачах теплопровідності і термопружності багат шарових пластин складної форми // Тези допов. 7-го Міжнар. симпоз. українських інженерів-механіків у Львові.– Львів: Націон. ун-т “Львівська політехніка”.– 2005.– С. 61–62.

#### Анотація

#### **Аналіз температурних полів у багат шарових пластинах неканонічної форми в плані**

*Запропоновано метод аналітичного розв'язку задачі нестационарної теплопроводності для багат шарових пластин неканонічної форми в плані при нагріванні міжшаровими плівковими джерелами тепла. Розподіл температури по товщині кожного шару подається у вигляді розвинутого за системою ортонормованих поліномів Лежандра. Досліджено температурні поля у п'ятишарових пластинах в умовах конвективного теплообміну з навколишнім середовищем.*

#### Abstract

#### **Analysis of temperature fields in multilayer plates of an uncanonical plan shape**

*A method of analytical solving of the problem of nonstationary heat conduction for multilayer plates of uncanonical plan shape when they are heated with interlayer film heat sources has been obtained. The temperature distribution over the thickness of each layer is represented in the form of an expansion in a system of the orthonormal Legendre polynomials. Temperature fields were investigated in five-layer plates for conditions of convective heat exchange with the environment.*

## АНАЛИЗ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ВОССТАНОВИТЕЛЬНЫХ ПОКРЫТИЙ, НАНЕСЕННЫХ НАПЛАВКОЙ И УПРОЧНЕННЫХ ПОВЕРХНОСТНЫМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

Сидашенко А.И., канд. техн. наук

(Харьковский национальный технический университет  
сельского хозяйства им. Петра Василенка)

*Выполнены сопоставительные исследования восстановления деталей наплавкой с последующей обработкой ВТМО и ВТМО, совмещенной с НТМО. Показано, что применение упрочняющих обработок обеспечивает снижение износа на 9 и 24% соответственно.*

Восстановление изношенных деталей наплавкой не всегда удовлетворяет требованиям эксплуатации по износостойкости. Резервом повышения поверхностной твердости и эксплуатационной долговечности является поверхностное упрочнение [1]. Учитывая это, целью исследований является выбор наиболее эффективного варианта упрочнения восстановленных деталей методом наплавки.

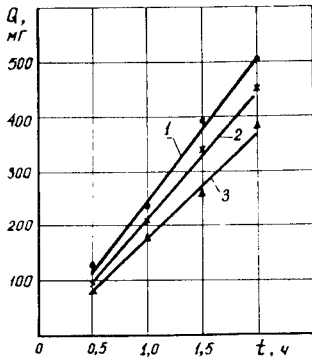


Рис.1. Зависимость износа образцов (роликов) наплавленных без ВТМО (1), с ВТМО (2) и НТМО (3) от продолжительности испытаний.

Анализировали различные варианты без поверхностного упрочнения и обработанные методами ВТМО и НТМО.

На рис.1 показана зависимость износа образцов наплавленных обычным способом, с ВТМО и ВТМО совместно с НТМО от времени испытаний. На рис. 2, 3 представлены изменения микротвердости по ширине и глубине восстановленных роликов. На рис.4 приведен внешний вид поверхности роликов после испытаний на износ.

Из приведенных рисунков и данных табл.1 видно, что обработанные по разным режимам отличаются по износостойкости. Образцы наплавленные с термомеханической обработкой по износостойкости превосходят наплавленные обычным способом.

Износ роликов при наплавке с ВТМО и ВТМО совместно с НТМО уменьшается соответственно на 9% и 24%. Суммарный износ роликов и колодочек на 8% и 23%.

В работах, выполненных под руководством М.М.Хрущова [2] подробно исследованы закономерности абразивного изнашивания. При этом установлено влияние твердости и состава стали, наклепа, полученного с помощью пластической деформации, а также различных факторов на интенсивность износа.

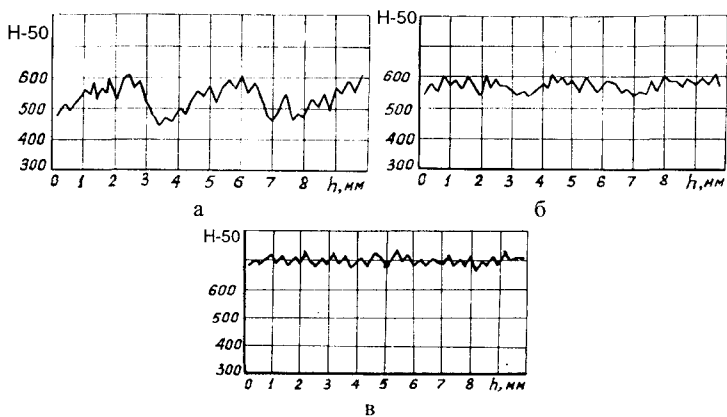


Рис.2. Изменения микротвердости покрытия по образующей роликов при наплавке без ТМО (а), с ВТМО (б)  $P=4000Н$  и ВТМО с НТМО (в)  $P=10000Н$ .

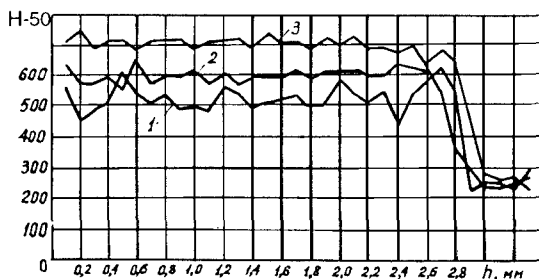


Рис.3. Изменение микротвердости по глубине металла наплавленного без ТМО (1), с ВТМО (2)  $P=4000Н$  и ВТМО с НТМО (3)  $P=10000Н$ .

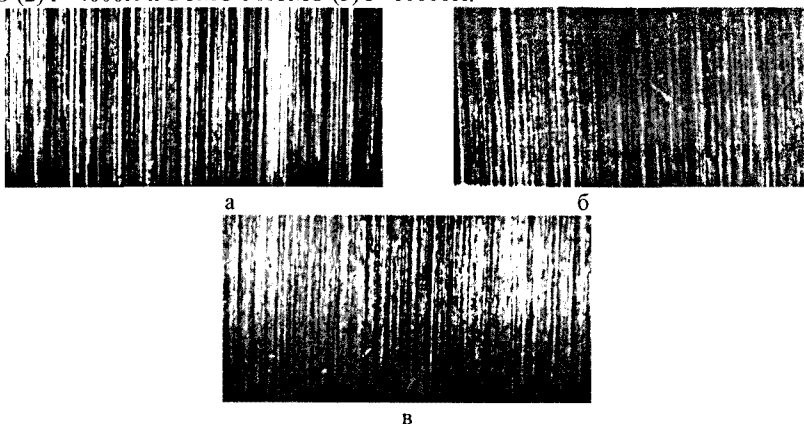


Рис.4. Внешний вид поверхности трения образцов после испытаний на износ, наплавленных (а), с обработкой ВТМО (б) и ВТМО сНТМО (в).

Вопросам, связанным с процессами схватывания металлов, их окислением посвящены работы В. Д. Кузнецова, Б. Д. Грозина, Б. И. Костецкого, И. В. Крагельского, Б. В. Дерягина, В. А. Кислика и многих других. Этими исследованиями установлено влияние на процессы трения формирования вторичных структур, которые возникают в тончайших слоях на поверхности трения.

Согласно исследованиям Б. И. Костецкого [3] обосновано связывать характеристики износостойкости можно только со вторичными структурами окисных пленок, а не с исходными механическими свойствами, что проявляется в условиях окислительного изнашивания сопрягаемых деталей. В то же время понятно, что свойства и характер возникающих окислительных пленок зависит не только от внешних условий трения, но в первую очередь от физико-механических свойств материала деталей.

Учитывая, что на сопрягаемых поверхностях при трении имеются различные вторичные структуры, образование которых возможно лишь в определенных температурных условиях, можно полагать, что локальная температура в контактах может быть очень высокой – превышающей температуру фазовых превращений.

Вывод о том, что в процессе трения участвуют не только вторичные структуры, выявленные на изношенных поверхностях, но и фазы, существующие при температурах выше точки  $A_{с3}$  подтверждается работой И.М.Любарского, Д.В.Воскобойникова и Л.Я.Гольдштейна [4].

При принятых условиях испытаний, когда в смазку добавляли пыль из кварцевого песка, доминирующим видом, из всей совокупности, являлся абразивный износ, о чем свидетельствует внешний вид поверхностей трения (рис.4).

Абразивные частицы попадая в зазор между трущимися парами, воспринимают приложенные нагрузки, в результате чего они могут шаржироваться в поверхность трения, дробиться на более мелкие фракции, скользить и перекапываться, упруго и пластически деформируя ее. При внедрении частицы в одну из сопрягаемых поверхностей, при своем движении относительно другой она царапает на ней риску или срезает микроскопическую стружку. В случае попадания на ее пути более твердой структурной составляющей она может «перешагнуть» через нее и вновь начать царапание, разрушиться сама или вырвать более твердую структурную составляющую сплава.

При абразивном изнашивании металла основным является царапающее действие с оттеснением материала в стороны. Многократное пластическое деформирование приводит к перенаклепу, а следовательно к ухудшению пластичности и разрушению поверхности.

Повышение износостойкости при термической обработке по сравнению с обычной наплавкой определяется упрочнением аустенита, повышением плотности дефектов кристаллической решетки, измельчением структуры, выделением мелких сфероидальных карбидов при одновременном сохранении свойств наплавленного металла, полученного при ТМО.

Результаты исследований свидетельствуют о повышении прочности и пластичности наплавленного металла в результате термомеханической обработки. Металл, наплавленный с ВТМО и, особенно с НТМО, выдерживает без разру-

шения большее количество циклов нагружений от царапания абразивным зерном по сравнению с обычной наплавкой. Так как сопротивление двух трущихся поверхностей реально происходит по выступам микронеровностей, то последние при трении подвергаются упругим и пластическим деформациям. Каждый выступ передает впереди себя упруго-пластическую волну, и каждое сечение в поверхностных микрообъемах последовательно испытывает напряжения растяжения и сжатия. Возникающие вследствие этого усталостные явления распространяются на поверхностные слои металла.

В этой связи повышение физико-механических свойств и, в частности, прочности при ТМО уменьшает вероятность протекания износа в результате среза, как наиболее интенсивного вида разрушения. Износостойкость прямо пропорциональна пределу текучести основного металла. Чем больше происходит измельчение микроструктуры стали, чем выше ее прочностные свойства, тем большей износостойкостью обладают трущиеся поверхности. Кроме этого износостойкость зависит от характера межатомных связей и наличия микро- и субмикроскопических неоднородностей строения [5]. Поэтому, измельчение мозаичных блоков, увеличение углов разориентированности их, рост напряжений второго рода, диспергирование карбидных включений – все это способствует повышению износостойкости металла наплавленного с термомеханической обработкой.

Наличие упрочнения и его степень анализировали методом коэрцитивной силы. Так, в исходном металле (после наплавки) при одинаковом материале детали ее значения изменяются в пределах 8,3-8,9 А/см, при обработке ВТМО 9,5-10,2 А/см, а ВТМО совместно с НТМО – 9,4-10,5 А/см. Из полученных данных видно, что анализировать состояние рабочей поверхности этим методом не позволяет оценить вклад НТМО, поскольку формируется очень тонкий упрочненный слой и свойства его не чувствительны к данному методу оценки. В остальных случаях этим методом целесообразно оценивать как степень упрочнения, так и однородность структуры и свойств восстановленного слоя.

Таблица 1

Износ образцов при сравнительных испытаниях

№ серии образцов	Вид восстановления	Твердость	Средний износ образцов, мг						Суммарный износ ролика и колодочки за время испытаний, мг	Коэффициент износостойкости	
			Ролики			Колодочки				ролика	колодочки
			За период приработки	За период установившейся работы	За время испытаний	За период приработки	За период установившейся работы	За время испытаний			
1	Наплавка без ТМО	46-52	187,6	319,3	506,9	19,5	60,1	79,6	586,5	1	1
2	Наплавка с ВТМО	50-54	172,2	290,4	462,4	20,1	54,4	74,5	537,1	1,09	1,06
3	Наплавка с НТМО	56-58	157,2	228,9	386,9	21,4	46,5	67,9	454,0	1,30	1,17

### Список литературы

1. Бабей Ю.И., Бутаков Б.И., Сысоев В.Г. Поверхностное упрочнение металлов. – Киев: Наукова думка, 1995. – 253с.
2. Хрущев М.М., Бабичев М.А. Экспериментальные основы теории абразивного изнашивания // Вестник машиностроения. – 1964. - №6 – с.56-62
3. Костецкий Б.И. Трение, смазка и износ в машинах. – Киев: Техника, 1970 – 396с.
4. Любарский Н.М., Палатник Л.С. Металлофизика трения. – М.: Metallургия, 1976. – 176с.
5. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчета на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526с.

### Анотація

#### **Аналіз зносостійкості відбудовних покриттів, нанесених наплавленням і зміцнених поверхневим деформуванням**

*Виконано порівняльні дослідження відновлення деталей на-плавкою з наступною обробкою ВТМО і ВТМО, сполученої з НТМО. По-казано, що застосування упрочнюючих обробок забезпечує зниження з-носа на 9 і 24% відповідно.*

### Abstract

#### **The analysis of wear resistance of the regenerative coverings put and strengthened by superficial deformation**

*Comparative researches of restoration of details with subsequent processing ВТМО and ВТМО, combined with НТМО are executed. It is shown, that application of strengthening processings provides decrease of deterioration on 9 and 24 % accordingly.*

## ЗАКОНОМЕРНОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ СТРУКТУРЫ ВЫСОКОХРОМИСТЫХ ЧУГУНОВ ЛЕГИРОВАННЫХ ВОЛЬФРАМОМ

Можарова Н.М., канд. техн. наук

(Харьковский национальный технический университет  
сельского хозяйства им. Петра Василенко)

*Проведен анализ микроструктуры, химического состава и механических свойств центробежнолитых валков с рабочим слоем из высокохромистого чугуна, легированных вольфрамом и молибденом. Выявлены закономерности формирования микроструктуры в литом состоянии и после термической обработки. Ключевые слова: центробежнолитые, прокатные валки, аустенит, феррито-карбидная смесь, троостомартенсит, коэрцитивная сила.*

**Введение.** Современный уровень развития техники и технологии требует создания износостойких материалов с высоким комплексом механических и специальных служебных свойств. На Украине давно используют сплавы с 10 – 30% хрома и 1,0 – 4,3% углерода. Эти сплавы применяют в разных отраслях машиностроения.

**Анализ последних достижений и исследований.** Важной областью применения таких чугунов является их использование в качестве рабочего слоя центробежнолитых двухслойных прокатных валков. Во время работы тонкий поверхностный слой прокатного вала нагревается до 600<sup>0</sup>С и выше, а затем за счет немедленного охлаждения водой остывает до 50 – 150<sup>0</sup>С [1].

Применение белых хромистых чугунов в качестве материала прокатных валков является наиболее рациональным решением проблемы. Высокохромистые чугуны, обычно применяют взамен хромоникелевых. Преимущества высокохромистого чугуна заключается в том, что этот материал при определенном дополнительном легировании и модифицировании соответствует принципу Шарпи и обеспечивает хорошую стойкость к выкрашиванию. Высокохромистый чугун обладает примерно в два раза более высокой прочностью, меньшей склонностью к локализации деформаций [2 – 3].

В высокохромистых чугунах при кристаллизации формируется эвтектика: аустенит + феррито-карбидная смесь + карбиды (Cr,Fe)<sub>7</sub>C<sub>3</sub>, (Cr,Fe)<sub>23</sub>C<sub>6</sub>. С повышением концентрации хрома до 20% и более в структуре чугуна появляется эвтектика на основе карбида (Cr,Fe)<sub>23</sub>C<sub>6</sub>. Микротвердость этого карбида несколько ниже микротвердости карбидов (Cr,Fe)<sub>7</sub>C<sub>3</sub>.

**Целью работы** является анализ микроструктуры, химического состава и механических свойств прокатных валков, отлитых центробежным способом с рабочим слоем из высокохромистого чугуна, легированного молибденом и вольфрамом в литом и термообработанном состояниях.

**Основная часть.** В данной работе исследовали высокохромистые чугуны следующего химического состава (мас.%): С 2,62 – 2,85; Si 0,83 – 1,06; Mn 0,11 – 0,12; Cr 15,9 – 17,4; Ni 1,31 – 1,41; Mo 0,33 – 1,33; W 0,77 – 2,6; V 0,22 – 0,48; Mg 0,03 – 0,04; Cu 0,09 – 0,76; S 0,015 – 0,033; P 0,04 – 0,066 (табл.1.).

Таблица 1

## Данные о прокатных валках

№ п/п	Химический состав, %												
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Cu	Ti	W	Mg
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
Данные о валках 850x2000													
Без вольфрама													
1	2,67	0,99	0,1	0,05	0,028	16,4	1,3	1,33	0,44	0,14	0,006	-	0,04
2	2,78	1,04	0,97	0,066	0,033	16,3	1,22	1,3	0,48	0,2	0,006	-	0,04
С вольфрамом													
3	2,85	1,1	1,12	0,056	0,022	16,2	1,41	0,91	0,24	0,09	0,006	0,86	0,04
4	2,68	1,06	0,92	0,056	0,015	16,0	1,34	0,16	0,27	0,76	0,006	1,92	0,04
5	2,62	1,02	0,95	0,059	0,018	15,9	1,19	0,21	0,22	0,23	0,006	2,6	0,03
Данные о валках 820x2300													
6	2,78	0,89	0,88	0,05	0,02	16,3	1,35	1,04	0,19	-	-	0,86	0,04
Данные о валках 820x2000													
7	2,83	0,98	0,91	0,06	0,02	17,4	1,37	0,91	0,17	-	-	0,77	0,04
8	2,77	0,88	0,85	0,06	0,02	16,3	1,28	0,80	0,20	0,40	-	0,79	0,04
Данные о валках 850x2000													
9	2,84	0,91	0,92	0,04	0,02	16,2	1,31	0,33	Nb - 0,14	-	-	1,98	-
Данные о валках 900x2000													
10	2,76	0,90	0,92	0,05	0,02	16,6	1,32	0,90	0,20	-	-	0,88	0,03
11	2,75	0,94	0,11	0,05	0,02	16,3	1,38	0,99	0,22	-	-	0,78	0,03
12	2,78	0,83	0,82	0,06	0,02	16,3	1,44	0,87	0,17	-	-	0,84	0,04
Данные о валках 910x2000													
13	2,78	0,96	0,94	0,05	0,02	16,9	1,34	0,95	0,20	-	-	0,80	0,035



Размеры исследуемых прокатных валков следующие: 850 x 2000 мм; 820 x 2300 мм; 820 x 2000 мм; 900 x 2000 мм.

Условно исследуемые чугуны можно разделить на две группы:

- базового химического состава, легированные молибденом;
- чугуны, дополнительно легированные вольфрамом.

Чугуны первой группы имели характерную структуру для высокохромистого чугуна: эвтектику розеточного типа, представляющую из себя феррит и специальные карбиды (структура типа троостит), остаточный аустенит и специальные карбиды хрома  $(Cr,Fe)_7C_3$ ,  $(Cr,Fe)_{23}C_6$ . Причем троостит разной травимости (светлые и темные оттенки) - неоднороден. В валке №1 много остаточного аустенита и мелких карбидов: 80% остаточного аустенита, 18 – 20% специальных карбидов и 2 – 3% сильно травящегося, т.е. темного троостита (рис.1).

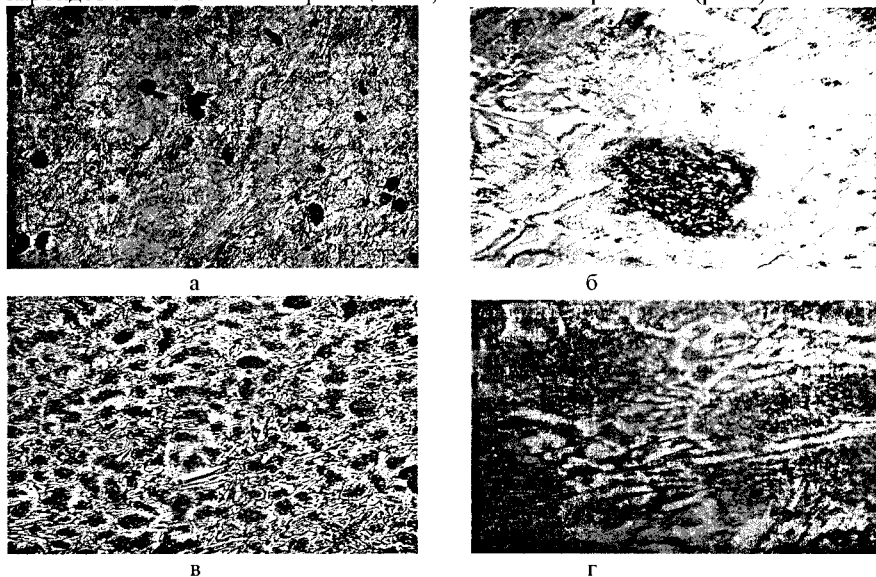


Рис.1. Микроструктура металла базового химического состава чугуна валка (валок №1) в литом состоянии, а –  $\times 100$ , б –  $\times 500$  и после термической обработки, в –  $\times 100$ , г –  $\times 500$ .

В валке №2: 50% троостита, 30% остаточного аустенита и 18 – 20% специальных карбидов. Твердость до термической обработки соответственно у валка №1 – 77 HSD (с большой долей остаточного аустенита) и №2 – 62 HSD. Были проведены замеры микротвердости: валок №1 имел высокую микротвердость основы Н – 50- 623 – это соответствует микротвердости легированного аустенита, участки темного цвета (троостит) имели микротвердости значительно меньше Н – 50- 336.; коэрцетивная сила изменялась в пределах 53 – 55 А/см (табл.2). Валок №2 содержит меньше остаточного аустенита и его микротвердость – Н – 50-369, соответствует трооститу – Н – 50-318, коэрцетивная сила

составляет 24 – 44 А/см.

Таким образом, хотя химический состав у валков № 1,2, легированных молибденом почти не отличается, но валок № 1 имеет металлическую матрицу, на 80% состоящую из легированного аустенита, а также более мелкие специальные карбиды, поэтому общая твердость и коэрцитивная сила у него выше.

Чугуны второй группы дополнительно содержали вольфрам в количестве 0,77 – 2,6%. Проанализировали выделения карбидов вольфрама WC и более сложного типа  $(Cr, Fe, Mo, W)_{23}C_6$ . Учитывая темный цвет карбидов вольфрама и характер выделений карбидов, скорее всего имеем дело с соединениями типа WC,  $W_2C$ ,  $(Cr, Fe)_7C_3$ ,  $(Cr, Fe)_{23}C_6$ , VC и MeC [4].

Анализ микроструктуры прокатных валков № 3 – 13, показал, что микроструктура валков №3 – 5 идентична. У прокатного валка №3 – основа остаточный аустенит 60%, темные зоны троостита 18 – 20% специальные карбиды хрома, вольфрама, ванадия. Его твердость достигает 77HSD. Микротвердость остаточного аустенита H – 50 – 423, троостита H – 50 – 304, коэрцитивная сила изменяется в пределах 14 – 42 А/см, что свидетельствует о значительной неоднородности микроструктуры. Прокатный валок №5 имеет в своей структуре меньше остаточного аустенита, около 20% и 55% троостита, 15% специальных карбидов (рис.2). Встречаются также темные участки повышенной травимости троостита и специальные карбиды вольфрама (около 5%). Этот прокатный валок содержит повышенную концентрацию вольфрама – 2,6%. Однако твердость валка меньше – 61-66HSD, микротвердость структурных составляющих: троостита – H – 50-329, остаточного аустенита H – 50 -404. Коэрцитивная сила несколько выше, более однородная и изменяется в пределах 35 – 41 А/см. Прокатный валок №4 в литом состоянии имеет 35 -40% остаточного аустенита, 25 -30% троостита, 30% специальных карбидов, а также можно выявить в троостите карбиды вольфрама.

Таблица 2

Режимы термической обработки, твердость и коэрцитивная сила прокатных валков

№ валка	Рсжим т/о	Твердость		Коэрцитивная сила	
		до т/о	после т/о	до т/о	после т/о
1	8ч,8ч, 550 <sup>0</sup> С	77	63 – 69	53 – 55	23 - 27
2	3ч,3ч, 450 <sup>0</sup> С	62	64	24 – 36	29 - 38
3	8ч,8ч, 550 <sup>0</sup> С	74	62	14 - 36	14 - 36
4	6ч,6ч, 450 <sup>0</sup> С	72	69 – 71	35 – 45	35 - 41
5	3ч,3ч, 450 <sup>0</sup> С	61 – 66	73	29 - 39	27 - 33
6	5ч75мин, 6ч, 550 <sup>0</sup> С	72 – 76	67	44 – 49	18 - 21
7	10ч,10ч, 550 <sup>0</sup> С	77 – 79	76 – 80	41 – 49	31 - 36
8	5ч,5ч, 550 <sup>0</sup> С	77	65 – 70	43 – 51	17 - 21
9	5ч,5ч, 550 <sup>0</sup> С	72 – 76	72 – 75	41 – 45	41 – 45
10	3ч,3ч, 450 <sup>0</sup> С	65 – 69	73 – 76	33 – 45	31 - 41
11	5ч75мин, 6ч, 550 <sup>0</sup> С	76 – 80	68 – 77	45 – 51	29 – 37
12	8ч,8ч, 550 <sup>0</sup> С	64 – 77	68 – 71	27 – 36	24 - 31
13	3ч,3ч, 450 <sup>0</sup> С	64	71	32 – 44	31 - 41

Общая твердость составляет 72 HSD, микротвердость составляющих – легированного остаточного аустенита Н – 50 – 415, троостита Н – 50 -256. Коэрцетивная сила меняется в пределах 36 – 45 А/см (табл.2). Прокатный валок №8 имеет в своем составе 0,80% вольфрама. Микроструктура его отличается от предыдущих валков: имеется темная оторочка по границам зерен троостита, содержится примерно 60% аустенита, 25% троостита и 15 – 20% специальных карбидов. Общая твердость составляет 77HSD, микротвердость структурных составляющих примерно такая же как у валка №3. Коэрцетивная сила меняется в пределах 43 – 51 А/см.

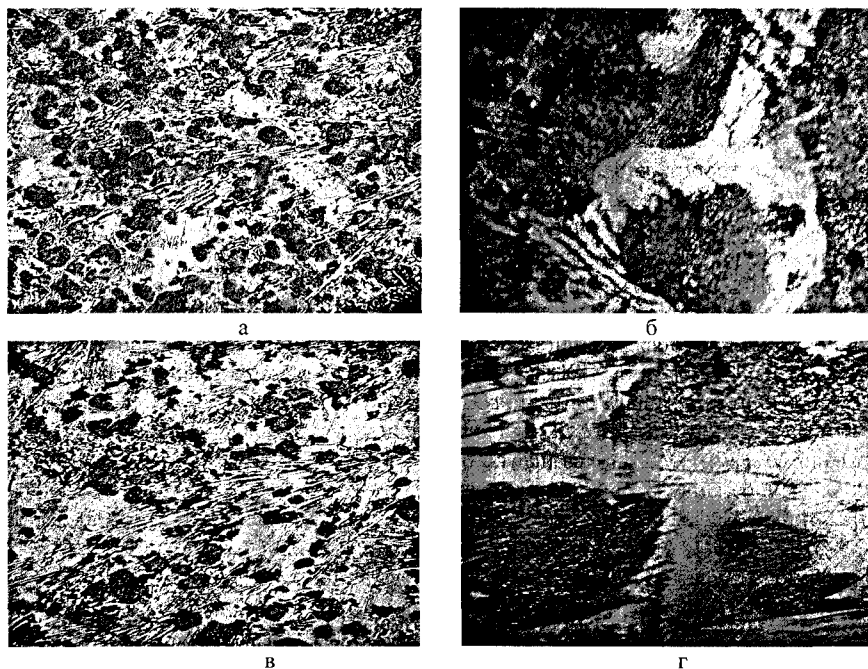


Рис. 2. Микроструктура металла валков с содержанием 2,6% вольфрама (валок №5) в литом состоянии, а – х100, б – х500 и после термической обработки, в – х100, г – х500.

Анализируя микроструктуру валков в литом состоянии можно сделать следующий вывод: введение вольфрама изменяет характер микроструктуры – помимо специальных карбидов хрома появляется большое количество участков троостита повышенной травимости, а также при значительном содержании вольфрама 1,92% и 2,6 % выявлены карбиды типа WC черного цвета. Общая твердость и микротвердость не зависят от содержания вольфрама, т.к. карбиды дисперсны, но зависят от содержания остаточного аустенита (он тверже). Самые высокие значения коэрцетивной силы наблюдаются у валка №8 и состав-

ляют – 43-51 А/см с высокой долей остаточного аустенита, у остальных прокатных валков – 14-45 А/см.

Валки подвергали термической обработки – отжигу для снятия напряжений и снижения твердости, режимы приведены в табл.2.

Микроструктура валков №№1 и 2 после термической обработки сильно не изменяется, но структура аустенит приходит к более равновесному состоянию, а следовательно остаточный аустенит распадается, что наблюдается у валка №1 он превращается в очень дисперсный троостит с микротвердостью Н – 50 - 291 (примерно 80%), а микротвердость аустенита становится ниже Н – 50 - 373, что объясняется укрупнением карбидной фазы и обеднением аустенита углеродом, уменьшением его доли. Микротвердость карбидов высокая – более Н – 50 – 1003. В результате таких структурных изменений общая твердость падает с 77 HSD до 63-69 HSD, коэрцитивная сила также снижается до 13-30 А/см. После термической обработки у прокатного валка № 2 твердость незначительно возрастает с 62 HSD до 64 HSD, микротвердость аустенита также повышается Н – 50 - 436, микротвердость троостита составляет Н – 50 - 317. Коэрцитивная сила практически не меняется (29-38 А/см).

Анализировали микроструктуру прокатных валков № 3 – 5, 9. Термическая обработка оказывает неоднозначное влияние на структуру и свойства материала с различным содержанием вольфрама.

Прокатный валок № 3 ( 0,86 % W): 80% мелкодисперсного троостита, много мелких вторичных карбидов. Остаточного аустенита почти нет. Твердость снизилась с 74 HSD до 62 HSD. Микротвердость: светлых участков троостита – Н -50 - 331, темных участков троостита – Н – 50 - 283, коэрцитивная сила снижается до 17 – 22 А/см.

Прокатный валок № 9 ( 1,98%W аналогичный химический состав № 1547): из аустенита выделяются дисперсные карбиды, однако сильного увеличения твердости и перераспределения фаз при этом не наблюдается. В связи с этим твердость практически не меняется (с 72-76 HSD до 72 HSD). Микротвердость: троостита Н -50 -291, появляются участки троостомартенсита Н – 50 - 327. Коэрцитивная сила также не меняется ( 35-46 А/см-до термообработки и 39-46 А/см - после). Такое поведение материала можно объяснить явлением дисперсионного твердения, т. е. выделением мелких карбидов из аустенита, которые не оказывают существенного влияния на изменение твердости (температура обработки 500 С).

Прокатный валок № 3 ( 2,6% W), характеризуется большим количеством включений темного цвета. Скорее всего - это специальные карбиды типа WC с высокой микротвердостью Н – 50 -1100 и выше. Кроме того, заметны темные включения. Это выделения точечного графита. После термической обработки у этого прокатного валка в микроструктуре появляется до 40% белой структурной составляющей, высокой твердости Н – 50 - 469. Скорее всего это остаточный аустенит, легированный хромом. Встречаются темные поля троостита с микротвердостью Н – 50 - 341. Повышается общая твердость до 73 HSD (было 61 HSD). Это объясняется выделениями специальных дисперсных карбидов вольфрама.

**Выводы.** Термическая обработка, заключающаяся в нагреве до температуры 450 - 550°C с последующей выдержкой, у прокатных валков, содержащих много карбидообразующих элементов (хрома и вольфрама), вызывает дисперсионное твердение. Поэтому наблюдается повышение твердости. Наглядно это наблюдается у валков №№7,10, где высокая концентрация хрома и вольфрама. Коэрцитивная сила не всегда чувствительна к таким структурным изменениям, т.к. карбидная фаза начинает выделяться в твердом растворе и не сразу формируется в виде обособленных включений.

Прогнозировать структуру и твердость по коэрцитивной силе для этих сплавов возможно лишь при ограничении вольфрама до 1,8 и хрома до 16,0 – 16,5%, а с повышением концентрации этих элементов степень дисперсионного твердения плохо регулируется (процесс развивается постепенно) и сохраняется высокая доля остаточного аустенита.

#### Список литературы

1. Будагьянц Н.А., Карский В.Е. Литые прокатные валки. М.: Металлургия, 1983. - 175 с.
2. Прокатные валки из высокоуглеродистых сплавов: Скобло Т.С., Воронцов Н.М., Рудюк С.И. и др. / Под ред. Скобло Т.С. – М.: Металлургия, 1994. - 336 с.
3. Карпенко М.И., Марусевич Е.И. Износостойкие отливки. – Минск: Наука и техника, 1984. – 216 с.
4. Нарита К. Кристаллическая структура и свойства неметаллических включений в стали. Перевод с японского. – М.: Металлургия, 1969. – 191с.

#### Анотація

#### Закономірності формування структури високохромистих чавунів легованих вольфрамом

*Проведено аналіз мікроструктури, хімічного складу та механічних властивостей відцентрово литих валків з робочим шаром з високо хромистого чавуну, легованого вольфрамом та молібденом.. Виявлено закономірності формування мікроструктури в литому стані та після термічної обробки.*

*Ключові слова: відцентрове лиття, прокатні валки, аустеніт, феритокарбідна суміш, троостомартенсит, коерцитивна сила.*

#### Abstract

#### The analysis of forming structure higher chromium cast irons with wolfram

*The analysis of microscopic examination chemical composition and mechanical properties centrifugal cast rolls with working layer chromium cast irons with wolfram. The regular of forming structure in cast after the heat treatment.*

*Keywords: centrifugal cast, rolling rolls, austenite, mixture of ferrite-carbides, martensite.*

## КОМПЛЕКСНАЯ МЕТОДИКА ОЦЕНКИ КАЧЕСТВА ЧУГУННЫХ ДЕТАЛЕЙ

**Власовец В. М.**

*(Харьковский национальный технический университет  
сельского хозяйства имени П.Василенка)*

*Предложена комплексная методика разработки браковочных норм по оценке качества чугунных деталей*

Целью разработки комплексной методики является разработка браковочных норм при контроле качества чугунных деталей. Для этого необходимо отобрать и сконцентрировать необходимые методики исследований.

В последнее время все большее распространение для оценки напряженно – деформированного состояния объекта и его качества используются неразрушающие методы и, в частности, магнитный. В основу такого метода положено измерение коэрцитивной силы, которая как физический параметр достаточно устойчива к действию упругих напряжений и при этом чрезвычайно чувствительна к действию необратимых пластических деформаций, присутствию остаточных механических напряжений в структуре ферромагнитной стали.

Для проведения измерений коэрцитивной силы взамен традиционных коэрцитиметров КРМ – Ц все большее распространение находит программно-технический комплекс “Магнитный анализатор КРМ-Ц-МА”, предназначенный для измерения произвольных магнитных параметров изделий из ферромагнитных материалов. Прибор разработан специалистами фирмы “Специальные Научные Разработки” и включает в себя аппаратную и программную часть. Аппаратная часть состоит из блока управления и блока измерительного, в который вставляются контролируемые изделия. Блок управления включает в себя однокристалльную ЭВМ, мощный генератор тока и аналого-цифровой преобразователь. Измерительный блок состоит из катушки намагничивания и датчика индукции. Программная часть комплекса предназначена для эксплуатации на Windows совместимом персональном компьютере. Она обеспечивает управление аппаратной частью и обработку результатов измерений. Намагничивая различными способами испытуемое изделие, и, измеряя индукцию магнитного поля в произвольных точках петли гистерезиса, определяются основные магнитные параметры изделия и выводятся в окно дисплея рис. 1. По оси абсцисс отложена коэрцитивная сила (А/см), а по оси ординат – напряженность магнитного поля (Тл). Точные же значения коэрцитивной силы и остаточного намагничивания (дополнительного параметра), полученные при данном измерении, отображаются в верхнем левом углу графика.

Градуировку производят на эталонных образцах с известными значениями коэрцитивной силы. Погрешность измерения индукции составляет до 1%, а коэрцитивной силы до 2% от максимального значения в диапазоне измерений 0.5 – 50 А/см. При измерении коэрцитивной силы используют щупы различной

формы выполненные из армо-железа. Необходимость использования щупов различной формы продиктована различной геометрией исследуемой поверхности деталей. При определении методики проведения исследований по неразрушающему контролю качества магнитным методом руководствуются межгосударственным стандартом ГОСТ 30415-96.

Измерение

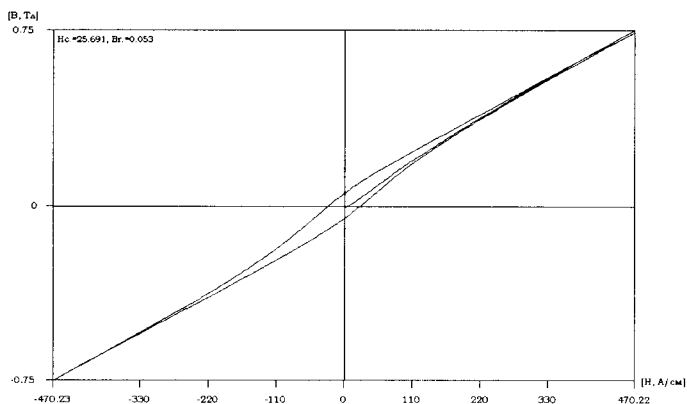


Рис.1. Результат отображения измерения основных магнитных параметров программно-техническим комплексом “Магнитный анализатор КРМ-Ц-МА”.

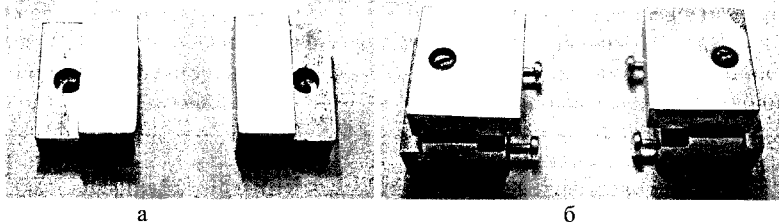


Рис.2. Щупы для контроля уровня коэрцитивной силы: а – сближающие для оценки деталей среднего размера; б – накладные, сближающие для оценки образцов в лабораторных условиях.

В большинстве случаев приемной характеристикой качества продукции после термообработки является твердость, измеренная по Бринелю, Роквеллу, Шору. Однако данная характеристика является относительно локальной и зачастую не отображает реального состояния структуры материала после обработки, в частности наличие обезуглероженного слоя приводит к занижению показаний твердости при измерении на поверхности деталей. Измерение структурного состояния методом замера коэрцитивной силы является интегральным показателем, так как глубина проникновения магнитного поля составляет 0,30-50 мм в зависимости от типа датчика. Для ряда случаев (дисперсионное твердение высокохромистых высокоуглеродистых сплавов, наличие значительной ликвации элементов в пределах одной отливки) наблюдается расхождение между

показаниями твердости и коэрцитивной силы. В таком случае при разработке браковочных норм качества деталей из чугуна по магнитному параметру необходимо провести комплекс исследований, включающих в себя металлографический и микрорентгеноспектральный анализы, оценку микротвердости.

При проведении исследований отбор проб осуществляется из участков деталей с площадью поверхности 3-6 см<sup>2</sup>, высотой 2 см и более.

Измерение микротвердости производится по методу восстановленного отпечатка. Для испытаний применяют алмазный наконечник с формой рабочей части в виде четырехгранной пирамиды с квадратным основанием в оправе типа НПМ по ГОСТ9377. При этом стремятся, чтобы допустимые погрешности не превышали 2% для нагрузки в 0,098 Н и 1% для нагрузки в 0,196 Н.

Для проведения комплекса металлографических исследований широко используют горизонтальные микроскопы, в частности модель МИМ-8М.

Оценка производится по средним значениям характеристики трех включений (фаз), видимых в поле зрения шлифа и измеренных не менее чем в трех местах шлифа.

Рекомендуемая последовательность и содержание оценки следующие.

#### 1. Оценка графита:

1.1. Форма, увеличение  $\times 100$  (если присутствуют разные формы - определить процент каждой формы). Микрошлиф нетравленный:

- а пластинчатая прямолинейная Гф1, пластинчатая завихренная Гф2, пластинчатая игольчатая Гф3 – толщина (мкм), длина (мкм), прямолинейность, завихренность
- б гнездообразная Гф4 – размер центров (мкм)
- в вермикулярная извилистая Гф5, вермикулярная утолщенная Гф6 - толщина, длина, прямолинейность, завихренность
- г нитевидная Гф7, хлопьевидная Гф8, компактная Гф9 – диаметр включений (разница  $\max\varnothing - \min\varnothing$ , мкм), их однородность (процент несплошности в поле зрения)
- д шаровидная разорванная Гф10, шаровидная звездообразная Гф11, шаровидная правильная Гф12 – диаметр включений (разница  $\max\varnothing - \min\varnothing$ , мкм), их однородность (% несплошности).

Характерные условия появления:

Графит типа Гф1, Гф2 - серый чугун, близкий к доэвтектическому и эвтектическому составу; Гф3, Гф4 – серый чугун заэвтектического состава; Гф7, Гф8 и Гф9 – ковкий чугун (возможно серый, но модифицированный редкоземельными металлами и лигатурами на их основе); Гф10- Гф13 – ВЧШГ.

1.2. Распределение, увеличение  $\times 100$  (если присутствуют разные формы - определить процент каждой формы). Микрошлиф нетравленный:

- а равномерное Гр1 - толщина (мкм), длина (мкм), среднее расстояние между пластинами (мкм);
- б неравномерное Гр2 – разбить на подгруппы, определить толщину (мкм), длину (мкм), среднее расстояние между пластинами в разных подгруппах (мкм);
- в колонии пластинчатого графита Гр3 – средний диаметр колоний



- (мкм), расстояние между центрами (мкм), однородность (процент несплошности);
- г колонии междендритного графита Гр4 - – средний диаметр колоний (мкм), расстояние между центрами (мкм), однородность (процент несплошности);
  - д веточное Гр5 - толщина (мкм), длина (мкм), среднее расстояние между пластинами (мкм);
  - е сетчатое Гр6 - толщина (мкм), длина (мкм), средний размер сетки, мкм, толщина сетки (мкм);
  - ж розеточное Гр7 - средний диаметр колоний (мкм), расстояние между центрами (мкм), однородность (процент несплошности), толщина графита в колонии (мкм), длина графита в колонии (мкм)
  - з междендритное Гр8, Гр9 - толщина (мкм), длина (мкм), однородность (процент несплошности).

Характерные условия появления:

Графит типа Гр1, Гр2-средние и крупные отливки с толщиной стенки 30-100мм; Гр5 – при толщине стенки более 100мм; Гр6 – отливки немодифицированный серый чугун (синтетический). Гр5, Гр6, Гр7 кристаллизуется в быстро охлаждаемых отливках или при заливке форм перегретым чугуном.

1.3. Количество, увеличение  $\times 100$ . Микрошлиф нетравленный:

- а Г2 – до 3%;
- б Г4 – 3-5%;
- в Г6 – 5-8%;
- г Г10 – 8-12%;
- д Г12 –  $>12\%$ .

1.4. Размеры включений, увеличение  $\times 100$  (длина или диаметр). Микрошлиф нетравленный:

- а Граз15 – до 15 мкм;
- б Граз25 – 15 -30 мкм;
- в Граз45 – 30 -60 мкм;
- г Граз90 – 60 -120 мкм;
- д Граз180 – 120 -250 мкм;
- е Граз360 – 250 -500 мкм;
- ж Граз750 – 500 -1000 мкм;
- з Граз1000 – 0  $>1000$  мкм.

Оценка производится по средним значениям длины и диаметра трех наибольших включений, видимых в поле зрения шлифа и измеренных не менее чем в трех местах шлифа.

II. Оценка матрицы:

2.1. Тип металлической основы, увеличение  $\times 500$  (если присутствуют разные формы - определить процент каждой формы). Микрошлиф травленный: а) 4%-ный раствор азотной кислоты при комнатной температуре (4мл  $\text{HNO}_3$  и 96 мл этилового спирта) - перлит и троостит темные, феррит светлый; б) микрошлиф травленный пикриновой кислотой при комнатной температуре (1г пикриновой кислоты и 96 мл этилового

го спирта с добавлением 5-10 капель 2%-ного спиртового раствора  $\text{HNO}_3$ ) – бейнит темный, а мартенсит светлый:

- а феррит – Фе, %;
- б перлит пластинчатый – Пт1, %;
- в перлит зернистый – Пт2, %;
- г троостит – Тр, %;
- д бейнит – Б, %;
- е мартенсит – М, %.

2.2. Количество перлита и феррита, увеличение  $\times 100$  (оценка по средней площади, %). Микрошлиф травленный 4%-ным раствором азотной кислоты при комнатной температуре (4мл  $\text{HNO}_3$  и 96 мл этилового спирта) - перлит и троостит темные, феррит светлый:

- а площадь перлита  $> 98\%$  – П;
- б площадь перлита 94-98% – П96;
- в площадь перлита 90-94% – П92;
- г площадь перлита 80-90% – П85;
- д площадь перлита 60-80% – П70;
- е площадь перлита 30-60% – П45;
- ж площадь перлита 10-30% – П20;
- з площадь перлита 2-10% – П6;
- и площадь перлита до 2% – П0.

2.3. Дисперсность перлита, увеличение  $\times 500$  (расстояние между соседними пластинами цементита при поперечном их разрезе, или в плоскости шлифа под микроскопом с помощью окулярмикрометра на произвольной прямой длиной 1000мкм подсчитывают количество  $n$  пересекаемых ею под произвольными углами пластин цементита. Затем определяют действительное среднее межпластинчатое расстояние  $L_{\sigma} = 1000/2n$ , мкм). Микрошлиф травленный 4%-ным раствором азотной кислоты при комнатной температуре (4мл  $\text{HNO}_3$  и 96 мл этилового спирта) - перлит и троостит темные, феррит светлый.

Расстояние между пластинами цементита равно:

- а до 0,3 – Пд0,3;
- б 0,3-0,8 – Пд0,5;
- в 0,8-1,3 – Пд1;
- г 1,3-1,6 – Пд1,4;
- д 1,6 и выше – Пд1,6.

2.4. Фосфидная эвтектика, увеличение  $\times 500$ . Микрошлиф травленный: а) пикратом натрия при температуре 70-80°C с последующим травлением шлифа в 4%-ном растворе азотной кислоты (2г пикриновой кислоты, 10г NaOH, 88мл  $\text{H}_2\text{O}$ ) – фосфид темно-коричневый, цементит и феррит белые, при длительном травлении цементит окрашивается в коричневый цвет; б) реактивом Мураками нагретым до 70-80°C с последующим травлением шлифа в 4%-ном растворе азотной кислоты при комнатной температуре (2г красной кровяной соли  $\text{K}_3\text{Fe}(\text{CN})_6$  и 10г едкого калия KOH и 70 мл  $\text{H}_2\text{O}$ ) – фосфид темно-коричневый, це-

ментит белый, феррит серо-голубой.

2.4.1. Строение, увеличение  $\times 500$ . Травление 4%-ным спиртовым раствором азотной кислоты (цементит и фосфидная эвтектика белые, фон металлической основы темный):

- а псевдодвойная (феррит и фосфид) – Ф1 – размер включений внутри эвтектики (мкм), расстояние между ними (мкм);
- б псевдодвойная (феррит и цементит) – Ф2 – размер включений внутри эвтектики (мкм), расстояние между ними (мкм);
- в тройная мелкозернистая – Ф3 – размер включений внутри эвтектики (мкм), расстояние между ними (мкм);
- г тройная игольчатая – Ф4 – размер включений внутри эвтектики длина и толщина (мкм), расстояние между пластинами (мкм);
- д тройная с пластинами цементита – Ф5.

2.4.2. Распределение по шлифу, увеличения от  $\times 20$  до  $\times 100$ . Травление 4%-ным спиртовым раствором азотной кислоты (цементит и фосфидная эвтектика белые, фон металлической основы темный):

- а равномерное распределение – Фр1 – средний размер включений (мкм), расстояние между включениями (мкм);
- б разорванная сетка – Фр2 – средний размер включений (мкм), расстояние между включениями (мкм);
- в сплошная сетка – Фр3 – средний размер включений (мкм), расстояние между включениями (мкм).

2.4.3. Размер ячеек сетки и отдельных включений, увеличения от  $\times 20$  до  $\times 5000$ . Травление 4%-ным спиртовым раствором азотной кислоты (цементит и фосфидная эвтектика белые, фон металлической основы темный):

- а до 250 мкм – Фраз250 – средний диаметр ячейки (мкм);
- б 250–500 мкм – Фраз400 – средний диаметр ячейки (мкм);
- в 500–750 мкм – Фраз600 – средний диаметр ячейки (мкм);
- г 750–1250 мкм – Фраз1000 – средний диаметр ячейки (мкм);
- д 1250 и выше – Фраз1250 – средний диаметр ячейки (мкм).

2.4.4. Средняя площадь трех наибольших включений, увеличения от  $\times 20$  до  $\times 5000$ . Травление 4%-ным спиртовым раствором азотной кислоты (цементит и фосфидная эвтектика белые, фон металлической основы темный):

- а до 2000 мкм<sup>2</sup> – Фп2000 – средняя площадь (мкм<sup>2</sup>);
- б 2000 – 10000 мкм<sup>2</sup> – Фп6000 – средняя площадь (мкм<sup>2</sup>);
- в 10000 – 16000 мкм<sup>2</sup> – Фп13000 – средняя площадь (мкм<sup>2</sup>);
- г 16000 – 25000 мкм<sup>2</sup> – Фп20000 – средняя площадь (мкм<sup>2</sup>);
- д 25000 мкм<sup>2</sup> и более – Фп25000 – средняя площадь (мкм<sup>2</sup>).

2.5. Цементит (или ледебурит). Травление 4%-ным спиртовым раствором азотной кислоты (цементит и фосфидная эвтектика белые, фон металлической основы темный):

2.5.1. Общее количество (средний процент площади занимаемой этими включениями на микрошлифе, оцененный не менее чем в

трех местах):

- а до 2% – Ц2 - средняя площадь (%);
- б 2 – 5% – Ц4 - средняя площадь (%);
- в 5 – 15% – Ц10 - средняя площадь (%);
- г 15 – 40% – Ц25 - средняя площадь (%);
- д 40% и более – Ц40 - средняя площадь (%).

2.5.2. Площадь отдельных включений (средняя площадь трех наибольших включений,  $\text{мкм}^2$ ):

- а до 2000  $\text{мкм}^2$  – Цп2000 - средняя площадь ( $\text{мкм}^2$ );
- б 2000 – 10000  $\text{мкм}^2$  – Цп6000 - средняя площадь ( $\text{мкм}^2$ );
- в 10000 – 16000  $\text{мкм}^2$  – Цп13000 - средняя площадь ( $\text{мкм}^2$ );
- г 16000 – 25000  $\text{мкм}^2$  – Цп20000 - средняя площадь ( $\text{мкм}^2$ );
- д 25000  $\text{мкм}^2$  и более – Цп25000 - средняя площадь ( $\text{мкм}^2$ ).

- 2.6. Размер эвтектического зерна, увеличение  $\times 20$ . Определяются расположением включений фосфидной эвтектики по границам эвтектических колоний, травление раствором азотной кислоты. При этом границы эвтектических колоний выявляются в виде светлой сетки на темном поле перлита в результате слабой травимости фосфидной эвтектики и прилегающих к ней участков перлита, обогащенных фосфором. В перлитном чугуна выявляется сеткой цементита или ледебурита.

Исследования состава кристаллизующихся фаз, распределения дисперсных фаз осуществляют на растровом электронном микроскопе-микроанализаторе РЭММА 101А. В качестве объекта исследования используют нетравленные шлифы с площадью поверхности  $1,2 \text{ см}^2$  и толщиной 1 см. Полировку производят алмазной пастой. Качество подготовки поверхности контролируют с помощью оптического микроскопа.

Для получения общей картины поверхности используют режим сканирования растрового электронного микроскопа по площади прямоугольника лежащего в пределах исследуемого слоя, используя увеличения  $\times 40$ ,  $\times 50$ ,  $\times 100$ , при анализе структуры фаз, межфазных границ используют увеличения  $\times 200$ ,  $\times 300$  и  $\times 400$ ,  $\times 7000$  вплоть до  $\times 20000$ . Определение состава формирующихся фаз по сечению деталей отлитых центробежным методом, а также концентрационного распределения элементов по глубине проводят в автоматическом режиме пошагового сканирования электронным зондом с шагом 300  $\text{мкм}$ , при увеличении  $\times 1200$ . При этом, исходя из соображений получения наилучшей контрастности, минимальный размер исследуемой локальной неоднородности, воспроизводимой на экране, ограничивается, в соответствии с рекомендациями размером 0,1  $\text{мкм}$  на поверхности образца [1-2].

Сбор спектрометрической информации для проведения микроанализа производится с энергодисперсионного рентгеновского спектрометра в разных аналитических режимах прибора. При проведении исследований значение ускоряющего напряжения на аноде электронной пушки составило 20,00 кВ, а угол выхода рентгеновских лучей  $40,00^\circ$ , что позволяет уменьшить погрешность счета интенсивности лучей характеристических спектров элементов от плос-

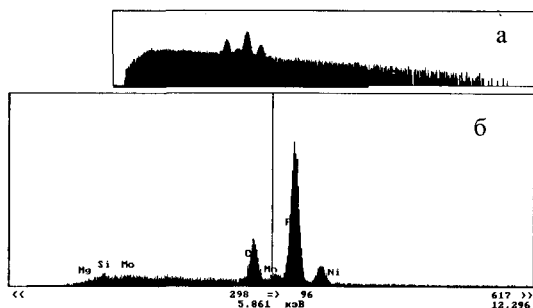


Рис. 3 Окно рабочего экрана EDS – канала, с отображением исследуемого спектра в логарифмическом (а) и линейном (б) масштабах.

бочий экран EDS-канала (рис.3). Он разбит на три зоны. В верхней части справа – окно для общего вида спектра в логарифмическом масштабе. Средняя часть экрана отведена для главного окна, в котором выводится спектр в линейном, регулируемом, масштабе. Непосредственно под ним отображается информация о текущем состоянии окна.

В процессе выполнения качественной обработки производят калибровку спектра по энергии, поиск и идентификацию пиков, определяют их площади с разделением частично наложенных пиков и сохранением результатов обработки для последующих расчетов концентраций определяемых элементов.

Калибровку спектров производят по двум реперным пикам. Пики выбирают исходя из условий отсутствия признаков искажения формы за счет наложения, контрастности (заметного выделение из фона) и расположения в противоположных концах спектра. Калибровку для выполняют по характеристическим линиям лежащих в различных частях спектра, энергии которых задают с помощью KLM-маркера. После калибровки спектров выполняют качественный энергодисперсионный анализ.

Задачей анализа является определение химического состава образца, его отдельных зон и фазового распределения компонентов, т. е. установление присутствия линий характеристического рентгеновского излучения в спектре объекта и расшифровка этих линий. В процессе обработки результатов эксперимента применяют как автоматический поиск пиков в спектре и расшифровку линий, так и визуально-ручной способ с применением KLM-маркеров. Результатом завершения выполнения качественного анализа является определение соответствия химических элементов пикам в спектре.

После проведенной качественной, выполняют количественную обработку спектра. Количественная обработка спектра заключается в определении интенсивностей аналитических линий присутствующих в спектре элементов, т.е. площадей соответствующих пиков с учетом возможных наложений. Для ее выполнения формируется задание для обработки, заключающееся в определении

костности поверхности шлифа. При этом эффективный размер пятна составляет 2 мкм. Для обработки результатов сканирования рекомендуется использовать оригинальную программу расчета на ЭВМ, позволяющую автоматически вносить поправки на атомный номер элемента, поглощение и сенсibilизированную флуоресценцию.

При запуске энергодисперсионного модуля и на терминал выводится рабочий

списка оцениваемых элементов, разметке рабочих участков спектра и установлении значений степени фонового полинома для каждого участка.

Результаты количественной обработки спектров оформляются в виде сводной итоговой таблицы интенсивностей, определяемых элементов необходимой для последующих пересчетов полученных данных по концентрации. При этом используют процедуру расчета химического состава образцов, основанную на классической схеме ZAF-коррекции учета матричных эффектов. По результатам измерения интенсивностей элементов в стандартном образце с учетом матричных эффектов определяют интенсивность чистых элементов. При этом расчет производится путем итеративного расчета состава и поправочных ZAF-коэффициентов. Таким образом, для проведения количественного анализа используются данные по интенсивности чистых элементов, полученных при тех же условиях анализа, что и у исследуемого образца. Итоговые результаты вычислений нормируют к 100 %. Пересчет в весовые проценты производится по общепринятой методике.

Для уменьшения относительной среднеквадратичной погрешности для фона и повышения чувствительности анализа увеличивают время счета до 200 с. на анализируемую точку в случае определения элементов с малой концентрацией. Стабильность работы зонда в процессе исследований контролируется путем сопоставления интенсивностей характеристических спектров эталонов до и после измерений на образцах. При таких условиях относительная точность определения концентрации составила 1-4% на анализируемый элемент [1-2].

Вследствие того, что элементам с малыми атомными номерами в частности *C*, *O*, *N* характерно сильное поглощение мягкого рентгеновского излучения, то их качественный и количественный анализ измерением энергетической дисперсии не представляется возможным.

Для подтверждения результатов идентификации структурных составляющих, выполненных методами микрорентгеноспектрального, химического анализа (ГОСТ 11930.1) и путем замера микротвердости, определение фазового состава образцов производят методом рентгеноструктурного анализа. Выявление структурных составляющих выполняют по данным о типе кристаллической решетки. Исследования проводят на дифрактометре ДРОН-3М или аналогичном с выведением интенсивности дифракции в узком угловом интервале на ЭВМ и обработке её по программе для уменьшения погрешности эксперимента. При проведении рентгеноструктурного анализа применяют фокусировку от плоского образца, вырезанного из материала покрытия с площадкой для исследования 1,2×2 см, по Бреггу-Брентано и используют  $K_{\alpha}$  серию характеристического рентгеновского излучения меди. В связи с небольшим разрешением линий  $K_{\alpha 1}$  и  $K_{\alpha 2}$  расчет ведут по длине волны

$$K_{\alpha} = \frac{K_{\alpha 1} + K_{\alpha 2}}{2} = \frac{1,5374 + 1,5412}{2} = 1,5393. \quad (1)$$

Обработку наиболее вероятных фаз ведут по формулам:

– для кубической сингонии  $\sin^2 \theta = \frac{\lambda^2}{4\alpha^2} (H^2 + K^2 + L^2)$ ; (2)

– для тетрагональной сингонии  $\sin^2 \theta = \frac{\lambda^2}{4\alpha^2} (H^2 + K^2 + L^2 + \frac{a^2}{c^2})$ ; (3)

– для гексагональной сингонии  $\sin^2 \theta = \frac{\lambda^2}{4\alpha^2} \left[ \frac{4}{3} (H^2 + HK + K^2) + L^2 \frac{a^2}{c^2} \right]$ ; (4)

где  $\theta$  - угол скольжения;  $a, b, c$  - параметры элементарной ячейки в  $\text{Å}$  или  $\kappa\text{X}$ ;  $H, K, L$  - индексы интерференции плоскости;  $\lambda$  - длина волны рентгеновских лучей в  $\kappa\text{X}$  ( $\lambda = 1,5393 \kappa\text{X}$ ).

Полученные расчётным путём значения угла скольжения  $2\theta$  сравнивают с экспериментальными с учётом относительной интенсивности дифракционного максимума  $I/I_1$ . Идентификацию фазовых составляющих образцов проводят на основании сопоставления межплоскостных расстояний трех наиболее сильных дифракционных линий.

На основании данных металлографического, микрорентгеноспектрального, рентгеноструктурного анализов, а также измерением микротвердости делают заключение о причинах расхождения показаний твердости в сравнении с магнитной характеристикой и на основании этого разрабатывают браковочные нормы. Накопленный опыт контроля качества деталей, выполненных из различных материалов, позволяет сделать вывод о большей чувствительности коэрцитивной силы по сравнению с традиционным измерением твердости.

#### Список литературы

1. Попов В. Ф., Горин Ю. Н. Процессы и установки электронно-ионной технологии. - М.: Высшая школа, 1988. - 256 с.
2. Уманский А. С., Скаков Ю. А. Кристаллография, рентгенография и электронная микроскопия, - М.: Металлургия 1982. - 418 с.
3. Чалых А. Е., Алиев А. Д., Рубцов А. Е. Электронно-зондовый микроанализ в исследовании полимеров, - М.: Наука, 1990. - 191 с.
4. Нарита К. Кристаллическая структура неметаллических включений в стали, - М.: Металлургия, 1969 - 191 с.

#### Анотація

##### Комплексна методика оцінки якості чавунних деталей

*Запропоновано комплексну методіку розробки бракувальних норм з оцінки якості чавунних деталей за коерцитивною силою.*

#### Abstract

##### Complex method of estimation of quality of cast-iron details

*The complex method of development norms marriages is offered from estimation quality of cast-iron details after coercitiv force.*

## ИСПЫТАНИЯ НА ПРОЧНОСТЬ СЦЕПЛЕНИЯ МАТЕРИАЛА ПОКРЫТИЯ, НАНЕСЕННОГО С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ВОДОРОДНО- КИСЛОРОДНОГО ПЛАМЕНИ

Науменко А.А., канд. техн. наук

(Харьковский национальный технический университет  
сельского хозяйства им. Петра Василенко)

*В статье приведены испытания образцов на прочность сцепления понеско-  
льким методикам. Результаты показали, что при нанесении покрытия с ис-  
пользованием самофлюсующихся порошков на основе никеля она обеспечивает-  
ся на уровне  $\geq 200\text{Мпа}$ , что вполне удовлетворяет требованиям, предъявляе-  
мым к данным покрытиям.*

При восстановлении изношенных деталей нанесением покрытий водород-  
но-кислородным пламенем качество восстановления зависит в наибольшей сте-  
пени от прочности их сцепления с основным металлом и износостойкости. Пер-  
вая характеристика считается одним из основных критериев, которые опреде-  
ляют как область применения, так и эксплуатационные свойства покрытия [1, 2,  
3]. В связи с этим представляет особый интерес выбор метода оценки измере-  
ния для получения достоверных сведений о прочности сцепления покрытий.

Анализ существующих методов оценки прочности соединения покрытия с  
основным металлом позволяет в общем случае разделить их по испытаниям на  
отрыв, сдвиг и прочие [4].

Испытания на отрыв покрытий от подложки осуществляют путем создания  
нормальных напряжений на границе их раздела. Основные их схемы общеизвест-  
ны [5]. Этот вид испытаний подразделяется на 14 самостоятельных способов.  
Испытания на сдвиг осуществляют путем создания касательных напряжений на  
границе раздела покрытия с подложкой [5]. В свою очередь этот вид испытаний  
подразделяется на восемь самостоятельных способов. Для оценки адгезионной  
прочности в ряде случаев используют также механические испытания образцов  
с покрытиями, однако их применение ограничено. Подробное описание каждо-  
го из указанных способов общеизвестно [4, 5, 6], поэтому в данной работе не  
рассматривается. Выбирая ту или иную схему испытаний, можно получить раз-  
нообразные виды напряженного состояния в зоне адгезионного соединения по-  
крытия с подложкой, и тем самым оценить адгезионную прочность в условиях,  
наиболее близких к реальной эксплуатации изделий с покрытиями.

Проведенный анализ методов испытаний на прочность сцепления покры-  
тия с материалом основы показал, что существующее их разнообразие позволя-  
ет с большей или меньшей степенью достоверности и повторяемости оценивать  
указанную характеристику.

Многообразие и взаимодействие факторов, определяющих прочность со-  
единения покрытия с основой, а также отсутствие единой стандартной методи-  
ки затрудняет, а иногда и делает невозможным сопоставление данных, полу-



ченных с отличающимися покрытиями, размерами и формой образцов у различных исследователей [4]. Помимо этого для покрытий, содержащих значительное количество пор, что характерно для исследуемых методов газопламенного нанесения покрытий с использованием водородно-кислородного пламени, характерно занижение результатов в случае применения штифтовых методик. При определении адгезионной прочности с использованием клеевых композиций на исследуемый параметр большое влияние оказывает глубина пропитки и состав клеевой композиции, подбираемые методом проб и ошибок. Существенным недостатком большинства из вышеперечисленных методов определения прочности покрытия с основой является зависимость определяемого показателя от размеров образца. Так, для отдельных методов изменение масштабного фактора приводит к падению величины разрушающего напряжения почти в 2 раза [7], что является недопустимым, при оценке целесообразности применения покрытия для ответственных деталей, работающих в различных условиях нагружения.

Поэтому для соблюдения условия наименьшего расхождения лабораторного эксперимента от условий эксплуатации, в качестве образцов для исследования на прочность сцепления изготовили цилиндрические заготовки, вырезанные из вала ротора турбокомпрессора, изготовленных стали 45 и восстановленных методом нанесения покрытия с использованием водородно-кислородного пламени (см. рис. 1). При этом предварительная подготовка поверхности и само напыление проводили на технологических режимах, приведенных ранее [8]. Предполагалось, что оцененный критерий адгезионной прочности покрытия для вала ротора турбокомпрессора, работающего в условиях сложных знакопеременных нагрузок, будет достаточным и для корпусных деталей сеялки SPC 6528V, работающих в менее тяжелых условиях.

Для оценки прочности сцепления покрытия использовали методику испытаний на сдвиг. Несмотря на то, что в результаты испытаний могут вноситься элементы неопределенности, связанные с тем, что приложенная нагрузка распределяется неравномерно по не регламентированной длине цилиндрической части образца, однако простота изготовления и проведения испытаний по данному методу обусловили её широкое распространение и возможность сопоставления полученных данных с результатами других исследователей [4, 7, 9]. Фотографии образцов и матриц, использовавшихся для испытаний на сдвиг, представлены на рис. 1. При подготовке образцов точность их изготовления и матриц соответствовала 12-му качеству по СТСЭВ144-75. Матрицу изготавливали с твердостью не ниже 60 HRC. Толщина покрытия в экспериментах составляла 1,5-2 мм. Торцевые поверхности образцов выполняли строго горизонтальными. Для предотвращения перемещения образца в горизонтальной плоскости в процессе проведения испытаний в матрице была выточена канавка, глубиной 1 мм. При этом допуск диаметров для матрицы составил  $H7$ , для образца  $h7$ . Количество образцов для испытаний выбирали из расчета 5 испытаний на каждый способ нанесения покрытия (ацетилено-кислородное, пропано-кислородное и водородно-кислородное пламя). Испытания образцов производили на гидравлическом прессе RYE 25×355.

Погрешность проводимых экспериментов рассчитывали методом определения средней квадратичной погрешности [9]. Находили среднюю величину  $\bar{a} = \frac{1}{n} \sum a$ , где  $n$  - число измерений;  $a$  - величина измерений. Среднюю квадратичную погрешность результата определяли по формуле  $\Delta S = \sqrt{\left( \frac{\sum_{i=1}^n (\bar{a} - a)^2}{n(n-1)} \right)}$ . Задавая коэффициент надежности 0,95, находили границы доверительного интервала  $\Delta a = t_a \Delta S$ , где  $t_a$  - коэффициент Стьюдента. Относительную погрешность определяли по формуле

$$\varepsilon = \frac{\Delta a}{a} 100\%. \quad (1)$$

Относительная погрешность измерений не превышала  $\pm 5\%$ .

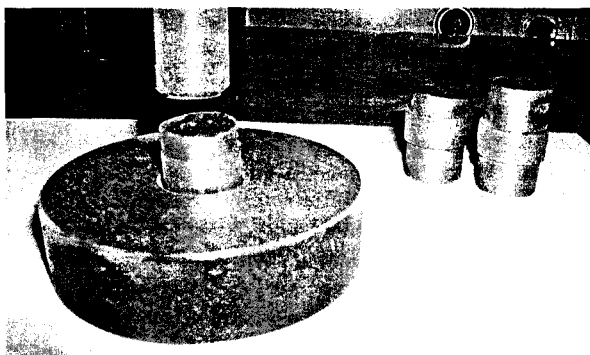


Рис. 1. Образцы, матрица и схема испытаний на прочность сцепления.

В случае, когда толщина покрытия была минимальной и составляла 0,07-0,1мм использовали расчётный метод определения прочности сцепления, предложенный А.П. Гуляевым. Сущность данной методики заключается в том, что при нанесении отпечатка алмазным индентором (прибор ПМТ-3) в область переходной зоны при недостаточном уровне прочности сцепления за счет напряжений расклинивания от концов отпечатка возникает трещина, по величине которой можно оценить предельную прочность сцепления ( $\sigma$ ). При этом для расчетов используется формула:

$$\sigma = H \left( \frac{d}{l} \right)^2, \quad (2)$$

где  $H$  - уровень микротвердости;  $d$  - длина диагонали отпечатка, мм;  $l$  - длина раскрытия трещины, мм.

Оценку уровня прочности производили при нагрузках на индентор  $P=50$  и 100г. В случае, когда разрушение слоя (отслаивание нанесенного покрытия от основы) не наступает, то прочность сцепления будет не менее, чем

$$\sigma = 2P/d^2. \quad (3)$$

Оценив прочность сцепления по вышеприведенной зависимости, и проведенным испытаниям, по описанной выше методике, получили, что при нанесении покрытия с использованием самофлюсующихся порошков на основе никеля она обеспечивается на уровне  $\geq 200$  МПа при материале подложки сталь 45 или чугуна.

Прочность сцепления существенным образом зависит не только от шероховатости поверхности, на которую наносят покрытие, но и от диффузионных процессов. Наличие переходной зоны, протяженность которой составляет порядка 12 мкм, свидетельствует о диффузионных процессах, происходящих между материалом основной детали и покрытием. За время диффузии большее количество атомов уходит из железа в никель (восходящая диффузия), чем приходит в железо атомов никеля. В результате граница раздела деталь-покрытие перемещается, что обуславливает появление переходной зоны.

Известно, что коэффициенты диффузии никеля в железо по границам зёрен, субзёрен и дислокациям составляет  $9,5 \times 10^{-19}$  М<sup>2</sup>/с [95], а железа в никель  $6,6 \times 10^{-10}$  М<sup>2</sup>/с [96], это объясняет повышенную концентрацию железа в переходной зоне. Коэффициент диффузии хрома в железо составляет  $9 \times 10^{-13}$  М<sup>2</sup>/с [97]. Учитывая важность диффузионных процессов в обеспечении необходимой прочности сцепления покрытия с подложкой, считаем целесообразным провести теоретические и экспериментальные исследования этого процесса. Но это тема для дальнейших исследований.

#### Список литературы

1. Сидашенко А.И. Практикум по ремонту машин. – Харьков: Прапор, 1993. – 328с.
2. Черноиванов В. И. Организация и технология восстановления деталей машин. - М.: Агропромиздат, 1989. – 336 с.
3. Гарбер М. И. Прогрессивные методы подготовки поверхности // Журнал Всесоюзного химического общества им. Д.И. Менделеева. - 1980. - № 2. - С. 129 - 137.
4. Тушинский Л. И., Плохов А. В. Исследования структуры и физико-механических свойств покрытий. – Новосибирск: Наука, 1986. – 200 с.
5. Анциферов В. Н., Бобров Г. В., Дружинин Л. К. и др. Порошковая металлургия и напыленные покрытия: Учебник для вузов. - М.: Металлургия, 1987. – 792 с.
6. Ришин В.В., Харламов Ю.А., Калинин Л. И. Исследование прочности сцепления детонационных покрытий // Защитные покрытия. - 1979. - №7. – С. 100 - 104.
7. Хасуй А. Техника напыления / Пер. - М.: Машиностроение, 1975. – 286 с.
8. Шержуков И.Г., Тридуб А.Г., Науменко А.А. Усовершенствование оборудования водородно-кислородной сварки для восстановления деталей напылением. Вестник Харьковского государственного технического университета сельского хозяйства. – Харьков: ХГТУСХ. - 2003. Вып.17. - С. 302-306.
9. Перегудин Б. П. Методы измерения прочности сцепления газотермических покрытий // Сварочное производство. – 1988. – № 9. – С. 41 - 43.

## **Анотація**

### **Іспиту на міцність зчеплення матеріалу покриття, нанесеного з використанням воднево-кисневого полум'я**

*У статті приведені іспити зразків на міцність зчеплення понескольким методикам. Результати показали, що при нанесенні покриття з використанням самофлююючихся порошоків на основі нікелю вона забезпечується на рівні 200Мпа, що цілком задовольняє вимогам, пропонованим до даних покриттів.*

## **Abstract**

### **Tests for durability of coupling of a material of the covering put with use of a hydrogen oxygen flame**

*In clause tests of samples for durability of coupling by several techniques are resulted. Results have shown, that at drawing a covering with use of powders on the basis of nickel she is provided at level  $\geq 200\text{Mpa}$ , that quite meets the requirements, showed to the given coverings.*

## ОБОСНОВАНИЕ НАПРАВЛЕНИЯ ПОВЫШЕНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ДЕТАЛЕЙ С ПОКРЫТИЯМИ

Ридный Р. В.

*(Харьковский национальный технический университет  
сельского хозяйства имени Петра Василенка)*

*На основании анализа существующих методов упрочнения поверхностных слоёв деталей, показана целесообразность использования методов легирования и микролегирования низко и среднеуглеродистого металла покрытия, наносимого под слоем флюса. Рассмотрена возможность использования отходов энергетических производств, включающих легирующие компоненты, которые добавляются в стандартный флюс.*

Известно, что ремонт машин в подавляющем числе случаев, будет значительно дешевле, если вышедшие из строя детали восстанавливать, а не заменять новыми [1]. Как показано в работе Маслова Н. Н.[2] экономическая целесообразность капитального ремонта автомобилей и их агрегатов обусловлена следующими причинами: возможность повторного, после восстановления, использования до 70% деталей, что позволяет экономить денежные средства, металлы и материалы; себестоимость капитального ремонта автомобилей и их агрегатов обычно не превышает 50-60% стоимости новых автомобилей, а расход металла на их ремонт в 10-15 раз ниже, чем на изготовление; вложения в производство одного капитального ремонта в 5...10 раз ниже, чем на изготовление нового автомобиля; обновление парка грузовых автомобилей происходит в течении 10...12 лет, а потребность в капитальном ремонте для каждого из них – через 4...6 лет. Если не производить капитальных ремонтов автомобилей, то их парк будет неуклонно сокращаться.

Задача при ремонте будет состоять в обеспечении необходимой работоспособности восстановленных деталей.

У деталей из низко и среднеуглеродистых сталей с подвижными соединениями потеря работоспособности вызвана, чаще всего, износом сопряжённых трущихся поверхностей. Наибольшее распространение получили методы восстановления изношенных поверхностей путём наплавки или нанесения покрытий с последующей механической обработкой. Поверхностные слои деталей, воспринимающие и передающие нагрузки находятся в наиболее сложном напряжённом состоянии. Поэтому сформированные физико-механические свойства поверхностных слоёв деталей в узлах с подвижными соединениями во многом определяют их эксплуатационные характеристики. В связи с этим при восстановлении изношенных поверхностей деталей машин очень важно обеспечить улучшение физико-механических характеристик поверхностных слоёв, и в первую очередь их упрочнение.

Существует множество методов формирования физико-механических характеристик поверхностных слоёв с необходимыми параметрами: термические

и химико-термические, технологические в процессе механической обработки, методы пластического деформирования специальными средствами, металлургические, а также различные виды специальных упрочняющих обработок.

Термические методы направлены на изменение структуры обрабатываемого материала, а химико-термические предусматривают ещё и насыщение поверхностных слоёв дополнительными компонентами. Наиболее перспективным методом поверхностной термической обработки является закалка ТВЧ [3], позволяющая в 2...3 раза повысить износостойкость нанесённых покрытий. Однако эти методы неприменимы для низкоуглеродистых сталей. Кроме того, они требуют сложного специального оборудования [4].

Среди различных способов химико-термической обработки наибольшее распространение получили цементация, азотирование, цианирование, борирование, хромирование и диффузионное насыщение рабочей поверхности легирующими компонентами. Эти способы применимы для малоуглеродистых сталей, но их существенным недостатком является невысокая производительность процесса, малые толщины упрочнённого слоя и относительно большая стоимость обработки [4].

Технологические методы, обеспечивающие улучшение физико-механических характеристик поверхностных слоёв в процессе механической обработки восстановленных деталей, являются наиболее простыми и экономичными, так как они не требуют дополнительных операций и дорогостоящего оборудования [5], [6]. Эти методы дают возможность влиять, с одной стороны на напряжённое состояние приповерхностных слоёв восстановленных деталей, повышая их твёрдость и прочность, а с другой стороны они обеспечивают заданные параметры шероховатости, оказывающие существенное влияние на эксплуатацию в условиях трения и изнашивания. Изменение состояния поверхностного слоя при этом достигается регулированием процесса механической обработки: изменением геометрических параметров режущего инструмента, или самих режимов резания. Например, специальная механическая упрочняющая обработка – точение резцами из СТМ с отрицательными передними углами [7]. Однако если технологические методы являются приоритетными при обеспечении необходимых параметров шероховатости, то они не всегда эффективны при создании упрочнения поверхностных слоёв. Технологическими методами можно обеспечить упрочнение на небольшие глубины порядка до 70...90мкм. И если этого достаточно для кинематических пар, то не всегда достаточно для силовых соединений, с интенсивным износом, когда необходимо обеспечить упрочнение на глубину до 0,5...1мм. А согласно данным Шадричева В. А. [8], износ деталей агрегата автомобиля характеризуется такими средними величинами: детали сопряжения вал – подшипник качения 0,05...0,15мм; детали подвижных сопряжений вал – подшипник скольжения – 0,10...0,25мм; шлицы на валах 0,12...0,28мм; шлицы полуосей 0,45...1,15мм.

Методы пластического деформирования и специальные методы упрочнения: выглаживание и вибровыглаживание, механическая и термомеханическая обработки роликами, посредством удара и другие методы осуществляют деформацию микроструктуры поверхностного слоя или наклёп, а также изменяют

параметры шероховатости. Эти методы используются в технологических процессах восстановления отдельных деталей, но не нашли широкого применения, так как требуют использования специального оборудования, имеют небольшую эффективность и малопроизводительны.

Металлургические методы упрочнения предполагают получение такого состава покрытий, которые сами по себе обеспечивают достижение необходимых физико-механических показателей восстановленных слоёв деталей. При этом обеспечивается получение определённого химического состава и структуры по всей толщине покрытия. Достигается это использованием наплавочных материалов с соответствующим составом компонентов в виде цельнометаллической проволоки или электродов, или же электродов с металлической оболочкой и порошковым наполнителем внутри оболочки. Эти методы используются как при автоматической и полуавтоматической так и при ручной сварке.

Способ автоматической сварки и наплавки под слоем флюса, обеспечивает высокое качество наплавленного слоя [9]. Поскольку в данном способе электрическая дуга горит под слоем флюса, металл изолируется от кислорода, водорода и азота воздуха, которые являются главной причиной образования пор в наплавленном слое. Большая выдержка металла под слоем флюса в расплавленном состоянии способствует выделению из него газов (продукты горения) и шлаков. Меньшая скорость остывания препятствует образованию закалочных структур. Кроме того, слой расплавленного флюса формирует настолько чистую поверхность застывающего металла наплавки, что в ряде случаев, например при сварке элементов, входящих в состав неподвижных соединений, не требуется механическая обработка поверхности сварных швов.

Очевидно, что химический состав, структура и физико-механические свойства покрытия определяются главным образом материалом наплавочной проволоки, ленты или электрода. Вместе с тем расплавленные компоненты флюса, попадая в жидкий металл зоны наплавки, оказывают влияние на качество металла покрытия нанесённого наплавкой. Они осуществляют легирование или микролегирование поверхностных слоёв нанесённых покрытий. Таким образом, внесением определённых компонентов в состав флюса можно добиться желаемого качества поверхностных слоёв покрытий.

Поскольку при восстановлении деталей, изготовленных из низко- и среднеуглеродистых сталей, используются такие же наплавочные материалы (Св-0,8А, Нп-30ХГСА и др.) остаются важными задачи повышения износостойкости восстановленных поверхностей, которые могут достигаться повышением их твёрдости и прочности. Весьма перспективным и вместе с тем недостаточно изученным является направление легирования и модифицирования поверхностных слоёв деталей, восстанавливаемых нанесением покрытий под слоем флюса, с добавлением во флюс легирующих компонентов.

Легирование и микролегирование металла наносимых покрытий является весьма эффективным средством повышения износостойкости восстановленных деталей. Процесс легирования при этом может осуществляться следующими путями: применение легированной проволоки или ленты и обычного флюса; применение порошковой ленты или проволоки, применение обычной проволо-

ки или ленты и легирующего флюса.

Способ применения обычной проволоки и легирующих флюсов является весьма перспективным, так как в этом случае не требуется набора специальных дорогостоящих легированных проволок, а заранее обусловленный комплекс необходимых физико-механических свойств можно достичь добавлением в состав флюса необходимых легирующих компонентов. Этот способ отличается простотой, малым расходом легирующих элементов и экономичностью. Кроме этого при использовании такого способа легирования покрытий в качестве сырья для легирующих добавок возможно использование отходов горнодобывающих, коксохимических, энергетических и других производств. Например, перспективным является микролегирование материалами, имеющими в своём составе карбидообразующие элементы Mo, Ti, V. Добавление этих элементов в сталь в небольших количествах (0,1...0,3%) способствует измельчению зерна и повышению твёрдости и прочности обработанного металла.

В ХНТУСХ им. П. Василенка изучалась возможность микролегирования покрытий, наносимых под слоем флюса при восстановлении деталей из среднеуглеродистых сталей [10], проволокой Нп-30ХГСА. Микролегирование покрытий осуществлялось добавлением в стандартный флюс АН-348А зольных отходов Змиевской ГРЭС имеющих в своём составе Al, Mg, Cu, Mn, Cr, Ti, V, Si. [11]. Наилучшие результаты получены при добавке золы в количестве 5...7%. При этом твёрдость поверхностных слоёв покрытий восстановленных деталей повышалась примерно в 1,2 раза [10].

#### Список литературы

1. Ю.А. Конкин. Экономика ремонта сельскохозяйственной техники. – М., «Агропромиздат», 1990.
2. Н. Н. Маслов. Качество ремонта автомобилей. – М., «Транспорт», 1975.
3. Доценко Н.И. Восстановление автомобильных деталей сваркой и наплавкой. – М., «Транспорт», 1972.
4. Ткачёв В. Н., Фиштейн Б. М. и др. Методы повышения долговечности деталей машин. – М., «Машиностроение», 1971.
5. Рьжов Э.В., Клименко С.А., Гуцаленко О.Г. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями. – Київ: Наукова думка, 1994.
6. Карпенко В. Г., Бабей Ю. И. и др. Упрочнение стали механической обработкой. – Киев: Наукова думка, 1966.
7. Скобло Т.С., Коломиец В. В., Ридный Р.В. К повышению износостойкости трущихся поверхностей деталей, восстановленных нанесением покрытий. //Труды 10-ой Международной научно-технической конференции. Харьков 2004.
8. Шадрычев В.А. Ремонт автомобилей. – М., «Машиностроение», 1965.
9. Сварка в машиностроении: Справочник в 4-х т., т.2. Под редакцией А. И. Акулова. М., «Машиностроение», 1978.
10. Скобло Т.С., Власовец В. М., Ридный Р.В. Упрочнение восстановительных покрытий деталей микролегированием с использованием отходов ТЭС. //Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства. Випуск 33. – Харків: ХНТУСГ, 2005. – с. 3-7.



11. Рідний Р.В., Скобло Т.С., Коломієць В.В. та інші. Флюс для нанесення покриття. Деклараційний патент України на корисну модель №13760 Бюл. №4 2006р.

### **Анотація**

#### **Основні напрямки підвищення працездатності деталей з покриттям**

*На основі аналізу існуючих методів зміцнення поверхневих шарів деталей, показано доцільність використання методів легування та мікро легування низько та середньовуглецевого металу покриття, яке наноситься під шаром флюсу. Розглянута можливість використання відходів енергетичних виробництв, що включають легуючі компоненти, які додаються у стандартний флюс.*

### **Abstract**

#### **The basic directions of increase of serviceability of details with coverings**

*On the basis of the analysis of existing methods of hardening of superficial layers of details, the expediency of use of methods alloying both microalloying low and average carbon of metal of a covering, of under a layer of flux is shown. The opportunity of use wastes of power manufactures including alloying components is considered which are added in standard flux.*

## ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ВИБРОВЯЗКОСТИ ЗЕРНОВЫХ СМЕСЕЙ ПРИ СЕПАРИРОВАНИИ ПЛОСКИМИ ВИБРАЦИОННЫМИ РЕШЕТКАМИ

Тищенко Л. Н., Пивень М. В.

*(Харьковский национальный технический университет  
сельского хозяйства имени Петра Василенка)*

*В статье предложен экспериментальный метод определения вибровязкости зерновых смесей при сепарировании плоскими вибрационными решетками. Установлены зависимости вибровязкости от конструктивных параметров разрыхлителей смеси, толщины и глубины слоя, физико-механических свойств смеси.*

Необходимым условием осуществления процесса сепарирования является движение зерновой смеси по решетке. Характер движения определяет показатели производительности и качества процесса. Зерновая смесь, подверженная воздействию вибрации, ведет себя подобно вязкой жидкости: принимает форму сосуда, в котором находится; ее свободная поверхность располагается горизонтально; на тело погруженное в смесь действует выталкивающая сила; при перемещении наблюдается градиент скорости по глубине слоя. Следовательно, для описания движения зерновой смеси необходимо учитывать преобразование сухого трения между ее частицами в вязкое и определять его величину.

Имеется ряд работ, посвященных методам определения коэффициента вязкого трения виброоживленной зерновой смеси. Поскольку этот коэффициент существенно зависит от параметров вибрации, его принято называть коэффициентом вибровязкости. О.Н. Косилов для определения вибровязкости использовал метод вращающегося шара, погруженного в виброоживленный слой [1]. Н.М. Захаров применил метод свободных крутильных колебаний тонкостенного цилиндра в виброоживленном слое [2]. Предложенные методы определения коэффициента вибровязкости применимы к процессу вибротранспортирования ЗС толстым слоем на плоскости (до 180 мм). Использование их для процесса сепарирования ограничено, вследствие относительно малой толщины слоя сепарируемой смеси. К недостаткам разработанного оборудования следует отнести наличие трения в контактах реохордного датчика и в подшипниках подвесной системы, что снижает точность измерений.

Выполненные различными авторами исследования вибровязкости зерновой смеси сводились к определению ее величины в зависимости от кинематических параметров решет, толщины слоя, влажности смеси. Исследований по влиянию параметров разрыхлителей смеси на вибровязкость в литературе не имеется.

Цель статьи – разработать экспериментальный метод определения вибровязкости зерновых смесей для толщин слоя соответствующих очистке и сортированию семян; исследовать влияние разрыхлителей смеси на вибровязкость.

В лаборатории послеуборочной обработки зерна ХНТУСХ предложены новые конструкции решет повышающие удельную производительность сепарирования [3]. На рабочих поверхностях решет, на их поперечных перемычках, расположены разрыхлители в виде наваренных ребер или выштампованных продолговатых рифлей. Диаметр ребер и высота рифлей не превышают половины средней толщины зерен смеси.

Предлагаемый в работе метод определения вибровязкости заключается в измерении касательных сдвиговых усилий и скоростей перемещения элементарных слоев смеси. Касательные сдвиговые усилия в слое измерялись с помощью специально изготовленного датчика (рис. 1, а). Он представляет собой круглую тонкую пластину, с обеих сторон обклеенную половинками зернышек и жестко закрепленную к консольной балочке, устанавливаемой на решетном стане. Датчик вводится в зерновую смесь через боковую стенку вибрационного сепаратора так, чтобы круглая пластина была параллельна поверхности решета. При движении зерновой смеси датчик отклоняется от положения равновесия под действием касательного усилия на его поверхности, и соударений зерен в торец. Чтобы определить касательное усилие необходимо вычесть из общего усилия силовое воздействие от соударений зерен в торец датчика. Для этого, вместо круглой пластины, к консольной балочке крепили согнутую в форме полукруга проволоку. Диаметр этой проволоки равен толщине пластины с наклеенными зернами. Диаметр полукруга равен диаметру круглой пластины (рис. 1, б). Отклонение такого датчика от положения равновесия происходит только за счет соударений зерен в его торец.

Усилие отклонение датчика определяли с помощью тензометрирования. Электрическая схема устройства для определения усилия отклонения датчика

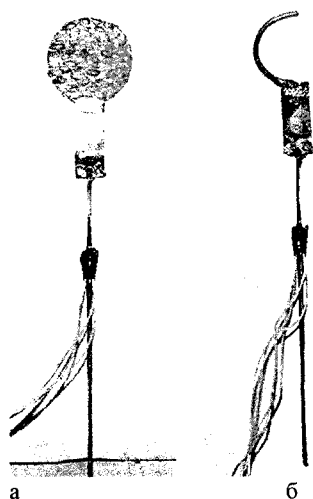


Рис.1. Датчики измерения внутрислойных усилий.

представлена на рис. 2. Для этого на боковых поверхностях консольной балочки, у ее защемления (в местах наибольших деформаций), наклеены тензорезисторы и включены в мостовую схему. При колебаниях датчика происходит деформация консольной балочки, вызывающая деформацию проволочной решетки тензорезисторов. В результате этого изменяются ее геометрические размеры и сопротивление. К измерительной мостовой схеме подается напряжение  $U$ . При изменении сопротивления тензорезистора на выходе мостовой схемы возникают амплитудно-модулированные колебания, где несущая частота промодулирована частотой измеряемого процесса. Амплитудно-модулированные колебания с выхода моста подаются на вход усилителя. По-

сле усиления они поступают на осциллограф. По величине отклонения луча на экране осциллографа определяли усилие отклонения датчика от положения равновесия. Предварительно производилась тарировка датчика путем подвешивания к нему грузов. Тензометрирование касательного сдвигового усилия в слое зерновой смеси при сепарировании плоским решетом представлено на рис. 3.

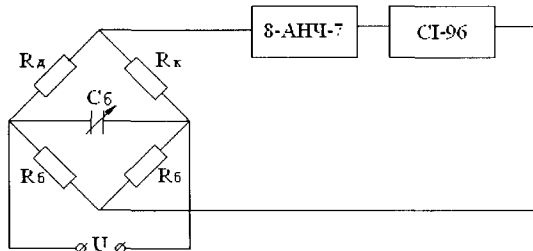


Рис. 2. Электрическая схема устройства для определения усилий отклонения датчика.

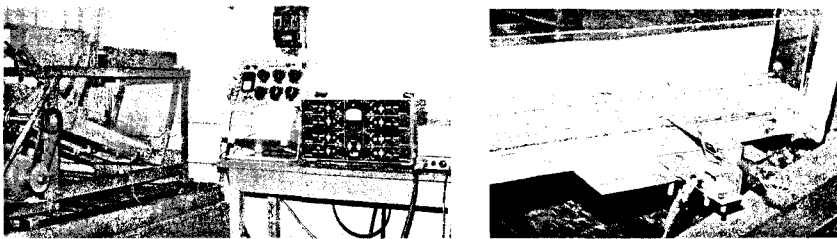


Рис. 3. Тензометрирование сдвигового усилия в слое зерновой смеси.

Выполнение датчика в форме круглой тонкой пластины, обклеенной половинками зернышек, позволяет внедрять его между элементарными слоями и измерять касательное, сдвиговое усилие при небольшой толщине слоя смеси. Простота конструкции датчика (закрепление его на консольной балочке) не требует дополнительных приспособлений, вносящих погрешность в результаты измерений. Консольная балочка датчика в поперечном сечении имеет прямоугольную форму и ее размеры определены из условия, чтобы собственная частота колебаний датчика была в 8...10 раз больше частоты колебаний решетного стана во избежание резонанса [4]. Собственная частота колебаний датчика определялась экспериментально.

Скорости перемещения элементарных слоев смеси определялись с помощью видеосъемки процесса через прозрачную боковую стенку. Для этого в зерновую смесь, на различной глубине, вводили окрашенные частицы. Расстояния, проходимые этими частицами, определяли по координатной сетке нанесенной на прозрачную стенку, а время – по частоте смены кадров в минуту. По известным расстоянию и времени вычисляли скорости элементарных слоев.

Предположив, что движения слоя по вибрирующему решету аналогично плоскопараллельному движению вязкой жидкости, по гипотезе Ньютона для

вязких напряжений имеем:

$$\tau_v = \mu \frac{\partial v}{\partial h}, \quad (1)$$

где  $\tau_v$  – касательное напряжение вязкого трения;  $h$  – глубина слоя, отсчитываемая от свободной поверхности;  $v$  – скорость зерновой смеси на заданной глубине  $h$ , определяемая с помощью видеосъемки.

Отсюда коэффициент вибровязкости определится:

$$\mu = \frac{\tau_v \partial h}{\partial v}. \quad (2)$$

Касательное напряжение вязкого трения определялось экспериментально

$$\tau_v = \frac{P_{\text{вяз.тр}}}{2S_{\text{датч}}}, \quad (3)$$

где  $P_{\text{вяз.тр}}$  – касательное усилие вязкого трения в слое смеси, измеренное датчиком;  $S_{\text{датч}}$  – площадь круглой пластины датчика.

Касательное усилие вязкого трения определялось вычитанием от общего усилия отклонения датчика – усилия вызванного только соударениями зерен в торец.

$$P_{\text{вяз.тр}} = P_{\text{общ}} - P_{\text{соудар}}, \quad (4)$$

где  $P_{\text{общ}}$  – общее усилие отклонения датчика, вызванное трением о его поверхность и соударениями зерен в торец;  $P_{\text{соудар}}$  – усилие отклонения датчика, вызванное только соударениями зерен в торец.

Величина касательного усилия в слое определялась по показаниям осциллографа и представляет собой разность усилий отклонения датчика при колебаниях решета под загрузкой слоем зерновой смеси (рис. 4,а) и на холостом ходу (рис. 4,б).

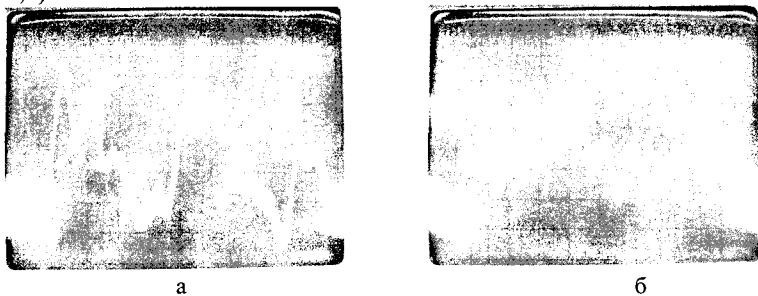


Рис.4. Амплитудно-модулированные колебания датчика при колебаниях решета: а – под загрузкой слоем зерновой смеси; б – на холостом ходу.

Исследуем зависимости вибровязкости от конструктивных параметров ребер и рифлей; глубины слоя при разной его толщине; физико-механических свойств смеси. Разработанные решета работают при кинематических режимах оптимальных для просеивания. Поэтому значения кинематических параметров приняты паспортными и не варьировались:  $r_{\text{кол}}=6$  мм;  $\omega_{\text{кол}}=52,33$  рад/с;  $\theta=8$ ,  $\beta=8$ .

На рис.5, 6 представлены зависимости вибровязкости  $\mu$  зерновой смеси

пшеницы от конструктивных параметров ребер и рифлей: диаметра ребер  $d_{\text{реб}}$ , расстояния между ребрами  $l_{\text{реб}}$ , высоты рифлей  $h_{\text{риф}}$ , расстояния между рифлями  $l^*$  и рядами рифлей  $l_{\text{риф}}$ .

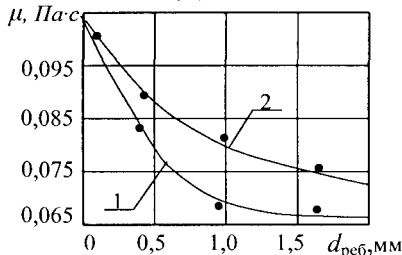


Рис. 5. Зависимости вязкости зерновой смеси пшеницы от конструктивных параметров ребер: 1 -  $l_{\text{реб}}=21$  мм, 2 -  $l_{\text{реб}}=42$  мм; ( $q=60$  кг/час·дм<sup>2</sup>).

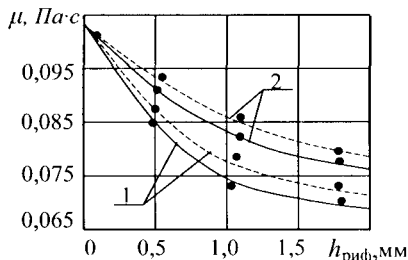


Рис. 6. Зависимости вязкости ЗС пшеницы от конструктивных параметров рифлей: - - - - -  $l^*=16$  мм, — — — — —  $l^*=12$  мм; 1 -  $l_{\text{риф}}=21$  мм, 2 -  $l_{\text{риф}}=42$  мм; ( $q=60$  кг/час·дм<sup>2</sup>).

Как видно из графиков, вязкость уменьшается с увеличением диаметра ребер  $d_{\text{реб}}$ , высоты рифлей  $h_{\text{риф}}$  и уменьшением расстояний между ребрами  $l_{\text{реб}}$ , рифлями  $l^*$  и рядами рифлей  $l_{\text{риф}}$ . Вначале вязкость уменьшается быстро, а затем более медленно, приближаясь к значению  $\mu=0,067$  Па·с. Уменьшение вязкости объясняется разрыхляющим воздействием ребер и рифлей на смесь. Перемещение зерен происходит в стесненных условиях и величины сил сопротивления определяют площадью их контактов. Разрыхление смеси приводит к разрушению кратковременно установившихся связей между частицами, уменьшению их контактной площади. В результате силы сопротивления относительно перемещению зерен уменьшаются и носят характер вязкого трения.

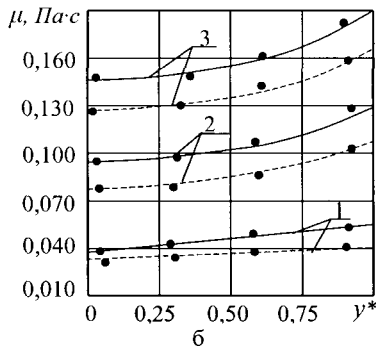
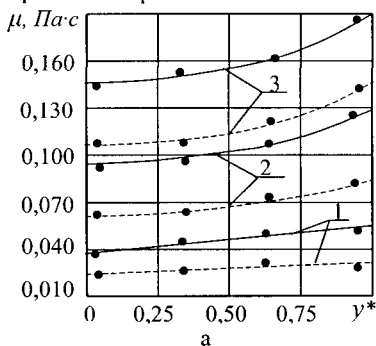


Рис. 7. Зависимости вязкости зерновой смеси пшеницы от глубины  $y^*$  и толщины слоя  $h$ : при сепарировании: а) серийным и разработанным оребренным решетом -  $d_{\text{реб}}=1,35$  мм,  $l_{\text{реб}}=21$  мм; б) серийным и разработанным рифленным решетом -  $h_{\text{риф}}=1,35$  мм,  $l_{\text{риф}}=21$  мм,  $l^*=16$  мм; 1 -  $h=4$  мм, 2 -  $h=8$  мм, 3 -  $h=12$  мм; — — — — — серийное, - - - - - разработанное решето.

На рис. 7 представлены зависимости вибровязкости зерновой смеси пшеницы от глубины и толщины слоя. Глубина слоя определялась безразмерной величиной  $y^*$ , равной отношению расстояния между свободной поверхностью слоя и рассматриваемым элементарным слоем к общей толщине слоя. Так, свободной поверхности слоя соответствует  $y^*=0$ , а поверхности решета  $y^*=1$ .

Как видно из рис. 7, вибровязкость зерновой смеси увеличивается с глубиной слоя. Для слоя относительно малой толщины  $h=4...6$  мм (при малых удельных загрузках) зависимость  $\mu(y^*)$  представляет линию, близкую к прямой. Это указывает на линейную зависимость вибровязкости от глубины. При увеличении толщины слоя  $h=10...16$  мм (увеличении удельной загрузки) характер зависимости все более отличается от линейной. Вибровязкость быстрее увеличивается при возрастании глубины, т.е. с приближением к поверхности решета. Численные значения вибровязкости для малых толщин слоя несущественно отличаются по глубине. С увеличением толщины вибровязкость значительно возрастает с глубиной. Полученные зависимости  $\mu(y^*)$  объясняют появление градиента скорости по глубине слоя стеканием его верхних частей как менее вязких.

На рис. 8 представлены зависимости вибровязкости от физико-механических свойств смесей.

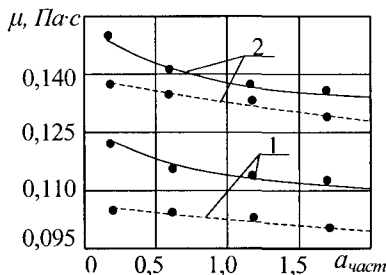


Рис. 8. Зависимости вибровязкости  $\mu$  от коэффициента внутреннего трения  $f$ , размера  $a_{\text{внут}}$  и формы частиц и смеси: - - - - - овалообразные частицы; — шарообразные; 1 —  $f=0,5$ , 2 —  $f=0,7$ ; ( $q=60$  кг/час·дм<sup>2</sup>).

Как видно, на величину вибровязкости оказывают влияние коэффициент внутреннего трения, форма и размеры частиц. С увеличением размера частиц значения вибровязкости  $\mu$  уменьшаются незначительно. Для частиц шарообразной формы значения  $\mu$  меньше, чем для овалообразной. Большее влияние на вибровязкость оказывает коэффициент внутреннего трения  $f$ . С увеличением значений  $f$  возрастает  $\mu$ , что объясняется уменьшением сыпучести смесей. Очевидно, что для разных культур значения вибровязкости будут отличаться, вследствие различных физико-механических свойств.

Установленные значения вибровязкости позволяют определять скорость зерновой смеси по глубине слоя при движении по разработанным решетам, что дает возможность управлять производительностью процесса сепарирования.

**Выводы:** 1. Для определения вибровязкости псевдооживленной зерновой смеси предложен новый экспериментальный метод, заключающийся в измерении касательных сдвиговых усилий и скоростей перемещения элементарных слоев смеси. Для измерения касательного усилия разработан датчик в виде круглой пластины с обеих сторон обклеенной половинками зерен и закрепленной к консольной балочке, устанавливаемой на решетном стане. Конструкция датчика позволяет проводить измерения для малых толщин слоя  $h=4...6$  мм на

различной глубине. 2. Определены значения вибровязкости, необходимые при вычислении скорости послойного движения смеси на разработанных решетках. Установлено, что вибровязкость уменьшается с увеличением диаметра ребер  $d_{\text{реб}}$ , высоты рифлей  $h_{\text{риф}}$  и с уменьшением расстояний между ребрами  $l_{\text{реб}}$ , рифлями  $l^*$  и их рядами  $l_{\text{риф}}$ , достигает значения  $\mu=0,067$  Па с – для плоского вибрационного решета и в дальнейшем не изменяется. Значения вибровязкости увеличиваются с глубиной и характер этой зависимости изменяется с толщиной слоя: при малых толщинах  $h=4...6$  мм – зависимость линейная, при увеличенных  $h=10...16$  мм – нелинейная и ее значения увеличиваются с глубиной быстрее.

#### Список литературы

1. Косилов О.Н. Исследование вибровязких свойств сыпучих сельскохозяйственных материалов: Автореф. дис. ...канд. техн. наук: РИСХМ. – Ростов-на-Дону, 1966. – 20 с.
2. Захаров Н.М. О движении слоя зерна и силах внутреннего трения при вибрационном перемещении // Вестник сельскохозяйственной науки. – Л.: Колос, 1968. – №5. – С. 70 – 75.
3. Циліндричне решето: Д.п. 31700А Україна, МКИ В09В 1/26 / Л.М. Тіщенко, М.В. Півень, О.В. Мандрика, Ф.М. Резніченко, В.М. Пуха (Україна). - 98105572; Заявл. 23.10.98; Опубл. 15.12.2000, Бюл. №7-ІІ. - 3 с.
4. Козлов И.А., Баженов В.Г., Матвеев В.В. Исследование прочности деталей машин при помощи тензодатчиков сопротивления. – Киев: Техника, 1967. – 203 с.

#### Анотація

#### Дослідження закономірностей вибровязкости зернових сумішей при сепаруванні плоскими вібраційними решетами

*У статті запропонований експериментальний метод визначення вибров'язкости зернових сумішей при сепаруванні плоскими вібраційними решетами. Встановлені залежності вибров'язкости від конструктивних параметрів розпушувачів суміші, товщини і глибини шару, фізико-механічних властивостей суміші.*

#### Abstract

#### Investigation of regularities of the vibroviscosity of grain mixtures separated by flat vibrating sieves.

*The experimental method of determination vibroviscosity of grain mixtures separated by flat vibrating sieves has been proposed. The dependencies of the vibroviscosity from parameters of mixture looseners, thickness and depth of layer, physico-mechanical properties of grain mixtures have been established.*



## ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА ПОКРЫТИЙ НАНЕСЕННЫХ ПЛАЗМЕННО-ПОРОШКОВЫМ СПОСОБОМ

**Харьяков А.В.**

*(Харьковский национальный технический университет  
сельского хозяйства имени Петра Василенко)*

*В работе выполнен анализ литературных источников и выбран способ плазменно-порошковой восстановления деталей. Разработаны параметры восстановления и порошковая композиция на основе железа. Получен экономический эффект от внедрения технологического процесса.*

Анализ литературных источников [1 – 7] показал, что применение традиционных, наиболее часто используемых методов нанесения покрытий, в большинстве случаев решает поставленные перед производством задачи. Однако все они имеют и характерные недостатки. В случае необходимости нанесения покрытий значительной толщины происходит перегрев детали (электродуговая наплавка, наплавка под слоем флюса и т. п.). При необходимости обеспечения минимальной зоны термического влияния величина наплавленного слоя существенно уменьшается. При этом процесс восстановления деталей имеет низкую производительность.

Наиболее выгодно выделяются способы восстановления деталей с применением высококонцентрированных источников энергии.

Преимуществом этих методов является быстрый локальный разогрев поверхности и отвод тепла при обработке. При этом отсутствует перегрев поверхности и всей детали, легко регулируется протяженность переходной зоны. Высокая температура в зоне непосредственного нагрева делает возможным нанесение покрытий даже из малотехнологичных материалов, в том числе и тугоплавких, высокотвердых. Благодаря большой скорости охлаждения происходит процесс закалки из жидкого состояния, что может обеспечить высокую твердость покрытия.

Анализ способов нанесения покрытий с использованием высококонцентрированных источников энергии показал, что наилучшие технические показатели обеспечивает плазменный метод, который благодаря малому проплавлению поверхности изделия позволяет получить заданный состав уже в первом слое, из-за чего в два – три раза (по сравнению с дуговой наплавкой под слоем флюса) снижается расход наплавочных материалов и значительно сокращаются трудовые затраты. Благодаря меньшему тепловому воздействию на основной металл при плазменной обработке остаточные напряжения растяжения в восстановленном слое значительно меньше чем в случае электродуговой наплавки. Это повышает стойкость против растрескивания. Плазменная наплавка характеризуется хорошим формированием покрытия (отсутствие пор, однородность слоя), что не требует больших припусков на механическую обработку. Высокая температура плазменного потока позволяет использовать любые мате-

риалы для покрытий. Процесс отличается высокой производительностью.

При плазменном методе нанесения покрытий в качестве присадочного материала можно использовать проволоку или порошковую композицию заданного состава. Такой метод позволяет регулировать химический состав покрытия путем одновременной подачи в плазменную горелку двух или более порошковых композиций различного химического состава и соотношения. Плазменный метод имеет достаточно высокий КПД (60...80%), отличается простотой контроля технологического процесса и обеспечивает качественное сплавление основного и присадочного материалов. Толщина покрытия может достигать 3 - 5 мм.

Анализом установлена возможность использования для покрытий большого количества порошковых материалов. Их выбор определяется требованиями, предъявляемыми к деталям и условиям их эксплуатации.

Чаще всего используют легированные материалы на основе железа [8 – 12]. Они обладают достаточно высокой твердостью (от 55 до 60 HRC<sub>2</sub>), а при содержании хрома 3 - 5% обладают хорошим сочетанием твердости и вязкости. Такие материалы в 3 - 10 раз дешевле твердосплавных порошков.

Целью настоящей работы являлось выбор параметров и материалов для нанесения восстановительных покрытий плазменным методом, обеспечивающим требования ТУ для коленчатых валов и крестовин карданных валов.

Для достижения поставленной цели решали следующие задачи:

- установить возможность получения восстановленного слоя;
- выявить способ регулирования протяженности переходной зоны;
- оценить особенности структурообразования и распределения химических элементов при нанесении покрытий плазменной дугой.

Качество покрытия оценивали с использованием современных методов исследований: металлографического, химического, микрорентгеноспектрального анализов, твердости, микротвердости. Кроме этого определяли износостойкость покрытия и прочность его сцепления с основой.

Эти комплексные методы исследований использованы для оценки микроструктуры, фазового состава, определения особенностей формирования покрытия и зоны термического влияния.

При проведении микрорентгеноспектрального метода исследования использовали специальные компьютерные программы.

Разработали методику оценки формирования температурных полей в зависимости от параметров нанесения покрытий плазменно-порошковым методом.

В настоящее время прослеживается устойчивая тенденция к использованию смеси порошковых композиций. Такой подход к применению материалов позволяет достаточно гибко регулировать химический состав покрытий, прогнозировать их свойства.

Выполнен анализ структурообразования при плазменном методе нанесения покрытий. Показано, что в процессе обработки формируется зона сплавления, структура которой определяется химическим составом материала покрытия, а также параметрами обработки (сила тока, скорость обработки, объем наносимого материала, предварительный и сопутствующий подогрев, схема нанесения

валиков).

Исследования структуры и свойств покрытия производили непосредственно на материале коленчатых валов (сталь 45) и крестовин карданных валов (Ст12ХН3А, Ст30ХГТ).

Сопоставительными исследованиями нанесения покрытий с использованием различной доли порошковых композиций показано [13], что для удовлетворения требований технических условий наиболее эффективной является композиция, состоящая из 40%ФМИ – 2 + 60%ПЖН4Д2М, что обеспечивает достижение требуемой твердости равной 52 – 55 HRC, при восстановлении коленчатых валов.

Для обеспечения требований по твердости рабочего слоя крестовин на уровне 57 – 65HRC рекомендовано для покрытия использовать порошковую композицию, состоящую из 50% ФМИ – 2 + 50% ПЖН4Д2М. Химический состав приведен в табл. 1.

Таблица 1

Марка порошка	Содержание компонентов в используемых порошках								
	Содержание компонентов, %.								
	Fe	Cr	Ni	B	C	Si	Mn	Mo	Cu
ФМИ-2	Осн.	10,43	-	2,87	0,77	2,62	4,49	-	-
ПЖН4Д2М	Осн	-	3,62	-	0,054	0,05	0,1	0,5	1,68

Для плазмообразования и транспортировки порошка при нанесении восстановительных покрытий использовали аргон ГОСТ 10157-79. Наплавку производили на прямой полярности плазменной дугой косвенного действия.

Покрытия из оптимальных соотношений порошковых композиций для коленчатых валов (40% ФМИ – 2 + 60% ПЖН4Д2М) и крестовин карданных валов (50% ФМИ – 2 + 50% ПЖН4Д2М) обеспечивают однородную структуру с дисперсными дендритами без видимых пор, трещин и частиц нерасплавленного порошка. Основной структурой покрытия является аустенит с небольшой долей феррита и карбидами.

Анализ влияния температурных параметров обработки показал, что при нанесении покрытий на шипы крестовин карданных валов с использованием тока в диапазоне 150 – 180 А величина угара легирующих элементов изменяется незначительно, и они распределяются по сечению покрытия более равномерно. В этом интервале температур, концентрация химических элементов снижалась незначительно и не превышала 0,58% и 5,55% для Ni и Cr соответственно. При обработке током в интервале значений 120 – 150 А падение концентрации всех элементов было существенным: для Ni составило 29,47%, а Cr – 26,53%.

Электронно-микроскопическими исследованиями с применением микродифракционного анализа, а также микрорентгеноспектральным анализом выявлен тип формируемых фаз и содержание легирующих добавок в карбидной фазе покрытия. Установлено, что упрочняющей фазой являются дисперсные специальные карбиды  $(Cr, Fe)_{23}C_6$  и карбиды цементитного типа  $(Fe, Cr)_3C$ . Доля упрочняющей фазы в оптимальных составах покрытий достигает 6 – 8%.

В специальных карбидах  $(Cr, Fe)_{23}C_6$  содержание Cr достигает 43,9 %, а в карбидах цементитного типа  $(Fe, Cr)_3C$  – его доля не превышает 13%.

Независимо от параметров нанесения покрытия на всех образцах возле границы сплавления выявлена дендритная структура, сформированная в результате интенсивного теплоотвода в тело шипа крестовины. Установлено, что ширина этой зоны зависит от силы тока. Металлографический анализ показал, что чем выше значение величины сварочного тока, на котором осуществляли нанесение покрытия, а, следовательно, чем выше температура нагрева детали, тем менее протяженная зона дендритного строения. Это объясняется тем, что при большем значении величины силы тока (180 А) происходит больший прогрев тела детали. При этом уменьшается разность температур покрытия и прогрева основного металла, следовательно, уменьшается скорость охлаждения.

Величина ЗТВ на шипах крестовин увеличивается с повышением силы тока от 120 до 180 А. Наименьшее ее значение соответствует  $I=120A$  и равна 1,5 мм. Однако при наплавке по данному режиму не происходит качественного сплавления с присадочным материалом. При таком режиме в покрытии формируется наиболее протяженная, грубая дендритная зона равная 0,9 мм, которая увеличивает склонность к хрупкости восстановленного слоя. Глубина ЗТВ при изменении тока от 120 до 180 А увеличилась в два раза.

Видманштеттовская структура в покрытии при использовании тока  $I = 180 A$  сформировалась в результате значительного перегрева.

Влияние параметров нанесения покрытий на шейки коленчатых валов плазменно-порошковым способом оценивали методом планирования эксперимента. Получены уравнения регрессии, описывающие влияние скорости вращения детали, величины силы тока и проведения операции предварительной термообработки для снятия напряжений и стабилизации структуры на величину зоны термического влияния, уровень микротвердости и ее однородность по сечению покрытия.

Выявлено, что протяженность зоны термического влияния, главным образом определяется скоростью вращения детали, силой тока и их парным взаимодействием. Чем выше скорость обработки, тем меньше величина зоны термического влияния. На ее протяженность не оказывает влияние предварительный подогрев восстанавливаемой детали.

Микротвердость существенно зависит от изменения силы тока обработки. С ее снижением от 260 до 200 А она падает на 11,3%. При этом структура покрытия, нанесенного рекомендуемой порошковой композицией имеет однородную структуру троостита с отдельными включениями легированного феррита, формируемого у границы сплавления.

Формирование неоднородной структуры описано уравнением регрессии [14]. Наиболее значимое влияние на неоднородность структуры и микротвердость оказывают парные взаимодействия силы тока, скорости вращения детали с операцией предварительного нагрева деталей (отжига).

Так, при проведении предварительного подогрева (до 400°C) перед нанесением покрытия отмечается повышение концентрации легирующих элементов в переходной зоне (в среднем на 60% Si, 3,8% Mn, 14,7% Cr, 17,5% Ni,

50% Mo), что повышает прочность сцепления покрытия с подложкой.

На основе анализа условий эксплуатации рассматриваемых деталей, предъявляемых к ним требований, а также выбора применяемых типов образцов и видов испытаний, использованы специальные методы оценки свойств покрытий. Прочность сцепления покрытия с основой оценивали по методике, предложенной Гуляевым А.П. и Гудцовым Н.Т. на специальных образцах, вырезанных непосредственно из шеек коленчатого вала.

Сущность данной методики заключается в том, что при нанесении отпечатка алмазным индентором (прибор ПМТ-3) в область переходной зоны при недостаточном уровне прочности сцепления за счет напряжений происходит расклинивание и от концов отпечатка зарождается трещина. По величине раскрытия трещины, используя зависимость (1), можно оценить предельную прочность сцепления ( $\sigma$ ).

$$\sigma = H \left( \frac{d}{l} \right)^2, \quad (1)$$

где  $H$  - уровень микротвердости;  $d$  - длина диагонали отпечатка, мм;  $l$  - длина раскрытия трещины, мм.

Оценку уровня прочности производили при нагрузках на индентор  $P=50, 100, 150$  и  $200$ г. Во всех случаях появление трещины не обнаружено (рис. 1). В случае, когда разрушение слоя (отслаивание нанесенного покрытия от основы) не наступает, то прочность сцепления будет не менее, чем:

$$\sigma = 2P/d^2. \quad (2)$$



Рис. 1. Зона сплавления основного и нанесенного материала: 1 - отпечаток индентера при нагрузке 50 г., 2 - 100г., 3 - 150г., 4 - 200г.

Оценив прочность сцепления по зависимости (2), получили, что при нанесении предложенного композиционного покрытия на основе железа она

обеспечивается на уровне 800 МПа.

Разработанная технология нанесения восстановительных покрытий плазменно-порошковым методом успешно может быть использована не только при ремонте сельскохозяйственной техники, но и в различных отраслях народного хозяйства. Выбор материала покрытия определяется требованиями эксплуатации, а параметры предварительной обработки структурой и свойствами восстанавливаемой детали.

Использование порошковых композиций на базе системы Ni – Cr – Si – В обеспечивает долговечность таких деталей в 3 – 5 раз большую и определяется не только свойствами покрытия, но и переходной зоны, зоны термического влияния, которые регулируются набором технологических операций и параметрами процесса.

Стандовыми испытаниями выявлено, что на момент окончания приработки поверхностей величина износа стального вала на 40,93% больше чем вала с рекомендуемым покрытием. В период установившегося износа интенсивность изнашивания шейки стального вала выше. Разность величины износа достигает 68,34%.

Экономический эффект от внедрения технологии восстановления коленчатых валов нанесением разработанного покрытия плазменно-порошковым методом при восстановлении 10000 шт составил 279093 грн.

Разработки внедрены на Шевченковском РТП, а потребителями восстановленных коленчатых валов являются Сумская, Полтавская, Харьковская и Черниговская области Украины.

Ожидаемый экономический эффект от расширения объемов внедрения (до 1 тыс. шт.) технологии восстановления деталей плазменно-порошковым методом и рекомендуемой порошковой композицией составит не менее 120 тыс. грн.

#### Список литературы

1. Л. К. Лещинский, С.С. Самотугин, И.И. Пирч В.И. Комар. Плазменное поверхностное упрочнение, К.: Техника, 1990. – 109 с.
2. Тополянский П.А. Плазменные технологии нанесения покрытий // Сварщик. 2002, № 3, С. 10 – 13.
3. Малаховский В. А. Плазменные процессы в сварочном производстве — М.: Высш. шк., 1988.—72с.
4. Тополянский П.А. Новые плазменные технологии восстановления деталей машин и инструмента // Балтийские металлы. 2002, № 5-6, С. 6-7..
5. Донской А. В., Клубникин В. С. Электроплазменные процессы и установки в машиностроении.— Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1979.— 221 с.
6. Новые методы поверхностного упрочнения / Ю.Е. Кузнецов, Н.М. Воронцов, Т.С. Скобло и др.; Черметинформация. М., 1984. 33с.
7. Горбань В.Ф., Бритун В.Ф., Косско И.А. Изменение состава и структуры газотермических хромовых покрытий при трении в результате контактного взаимодействия. // Порошковая металлургия. - 1995. - №5-6. - С. 80 - 85.
8. Тушинский Л.И., Плохов Л.В.. Исследование структуры и физико-

- механических свойств покрытий. – Новосибирск: Наука. – 1986. – 197 с.
9. Кудинов В.В. Плазменные покрытия. М.: Наука, 1977. – 184 с.
  10. Калмуцкий В.С. Прочность и надежность деталей с металлопокрытиями. – Проблемы прочности. – 1983, № 9, с. 96 – 101.
  11. Перегубин Б.П. Методы измерения прочности сцепления газо-термических покрытий // Сварочное производство. – 1988. - №9. С. 41 – 43.
  12. Зверев А.И., Астахов У.А., Шаривкер С.Ю. Детонационные покрытия в машиностроении. – М.: Машиностроение, 1982. – 215 с.
  13. Харьяков А.В., Скобло Т.С., Сидашенко А.И. и др. Анализ микроструктуры слоя наплавленного методом плазменно-порошковой наплавки после эксплуатационных испытаний. //Повышение надежности восстанавливаемых деталей машин. –Харьков. – 1999. - С. 59 – 62.
  14. Харьяков А.В. Расчет эффективных параметров наплавки коленчатых валов плазменно-порошковым методом // Повышение надежности восстанавливаемых деталей машин. – Харьков: ХГТУСХ. – 1999. – С. 53–57.

#### **Анотація**

#### **Дослідження властивостей матеріалу покриття нанесених плазменно-порошковим способом**

*У роботі виконаний аналіз літературних джерел і обраний спосіб плазменно-порошкової відновлення деталей. Розроблено параметри відновлення і порошкова композиція на основі заліза. отримано економічний ефект від впровадження технологічного процесу.*

#### **Abstract**

#### **Research of properties of a material of coverings put by a plasma powder way**

*In job the analysis of the references is executed and the way of plasma-powder restoration of details is chosen. The parameters of restoration and powder composition are developed on the basis of iron. The economic benefit of introduction of technological process is received.*

## АНАЛИЗ КАЧЕСТВА ВТУЛОК ЦИЛИНДРОВ МАЛЫХ СУДОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ НА ОСНОВЕ СТРУКТУРНОГО ФАКТОРА

Марченко М. В.

*(Харьковский Национальный технический университет сельского хозяйства)*

*В статье рассмотрен анализ качества втулок цилиндров малых судовых двигателей на основе структурного фактора.*

Как было показано в более ранних публикациях [1, 2] существенное влияние на уровень твердости отливок из чугуна оказывают: химический состав и формируемая структура (доля феррита и карбидной фазы). Соотношение фаз существенным образом зависит от скорости кристаллизации.

Оценивая структуру металла по сечению отливки можно установить не только его фазовый состав, но и скорость кристаллизации отдельных зон заготовки. Одним из основных критериев качества втулок цилиндров и сдаточной характеристикой является уровень твердости, соответствующий значениям 217-269НВ.

При стабильной структуре можно ожидать получение близких значений (малого разброса) как коэрцитивной силы, так и твердости. С отклонениями количества и формы графита, а так же содержанием карбидной фазы, будут изменяться значения твердости и коэрцитивной силы.

Целью работы является установление связи между сдаточной характеристикой, твердостью, коэрцитивной силой и структурными составляющими для втулок цилиндров малых судовых двигателей из низколегированного чугуна. При наличии достаточно полной связи можно будет перейти к оценке этого показателя по коэрцитивной силе.

Задачи исследований состоят в том, чтобы показать какой вид связи является наиболее достоверным для оценки сдаточной характеристики. Установление зависимостей позволит на каждой детали выяснить причины и области, отклонения свойств с использованием неразрушающего контроля.

Результаты анализа микроструктуры низколегированного чугуна втулки цилиндров показали, что помимо графита имеют место следующие фазы: цементит, фосфидная эвтектика, перлит, троостит, феррит.

Автоматизированный подсчет фаз, произведенный по специальной методике [3] показал, что доля феррита не превышает 2%, поэтому её из анализа исключили.

Фосфидную эвтектику при автоматизированной обработке данных трудно отделить от цементита при данном методе анализа. Учитывая, что в фосфидной эвтектике содержится цементит, и она имеет высокую микротвердость, отнесли её к карбидной фазе.

Фосфидная эвтектика в исследуемых отливках имеет микротвердость равную Н-50-699-800, а цементит Н-50-893-1267.

Для определения полноты связи твердость - коэрцитивная сила было



проведено 504 измерения твердости и свыше 80 измерений коэрцитивной силы каждому измерению коэрцитивной силы соответствовало 8-10 замеров твердости. Замеры производили на различных предприятиях. При этом были выявлены отклонения по значениям твердости. По ТУ они соответствуют диапазону 217 – 269 НВ. Уровень значений твердости изменяется в пределах 7,0 – 12,0 % по месту оценки  $H_c$ , в ряде случаев колебания достигают 16,0 – 57,0 %. Изменение интервала по ТУ между минимальным и максимальным значением составляет 23%.

Проанализированы при помощи компьютерной программы и построены различные варианты линии тренда. А также вычислена точность аппроксимации зависимостей структурная составляющая – коэрцитивная сила, а так же твердость коэрцитивная сила.

При автоматическом вычислении линии тренда использовали пять типов зависимостей.

#### 1. Линейная.

Используется для аппроксимации данных по методу наименьших квадратов в соответствии с уравнением:

$$y = mx + b, \quad (1)$$

где  $m$  - угол наклона и  $b$  - координата пересечения оси абсцисс.

#### 2. Полиномиальная.

Используется для аппроксимации данных по методу наименьших квадратов в соответствии с уравнением:

$$y = b + c_1x + c_2x^2 + c_3x^3 + \dots + c_6x^6, \quad (2)$$

где  $b$  и  $c_1 \dots c_6$  - константы.

#### 3. Логарифмическая.

Используется для аппроксимации данных по методу наименьших квадратов в соответствии с уравнением:

$$y = c \ln x + b, \quad (3)$$

где  $c$  и  $b$  - константы,  $\ln$  - функция натурального логарифма.

#### 4. Экспоненциальная.

Используется для аппроксимации данных по методу наименьших квадратов в соответствии с уравнением:

$$y = ce^{bx}, \quad (4)$$

где  $c$  и  $b$  - константы,  $e$  - основание натурального логарифма.

#### 5. Степенная.

Используется для аппроксимации данных по методу наименьших квадратов в соответствии с уравнением:

$$y = cx^b, \quad (5)$$

где  $c$  и  $b$  - константы.

Значение величины достоверности аппроксимации (R-квадрат), величины

отображающей близость значений линий тренда к фактическим данным, оценивали как:

$$R^2 = 1 - \frac{SSE}{SST}, \quad (6)$$

где

$$SSE = \sum (Y_j - \hat{Y}_j)^2, \quad (7)$$

и

$$SST = \left( \sum Y_j^2 \right) - \frac{(\sum Y_j)^2}{n}. \quad (8)$$

Рассматривали всю выборку целиком, а также по отдельности: втулки, в которых разброс значений твердости не превышал требований ТУ и втулки со значениями, выпадающими за пределы ТУ.

Анализируя полученные зависимости следует отметить, что общая выборка показала стабильные значения аппроксимации. При этом в зависимости твердость – коэрцитивная сила она колебалась от 0,52 до 0,56. Максимальные значения соответствуют линейной и полиномиальной зависимостям.

Втулки с уровнем твердости соответствующим ТУ значения аппроксимации изменяются от 0,34 до 0,58. Максимальное значение соответствует линейной (0,53) и полиномиальной моделям (0,58), а минимальные – степенной (0,34).

Во втулках со значениями твердости, выходящим за пределы требований ТУ значения аппроксимации находятся в пределах 0,63 ÷ 0,73. При этом максимальное значение соответствует полиномиальной (0,73), а минимум – экспоненциальной (0,63).

Поэтому целесообразно для оценки полноты связи исследуемых втулок цилиндров использовать полиномиальную модель для втулок различного качества.

Рассмотрев зависимость коэрцитивная сила – твердость, было принято решение проанализировать влияние каждой структурной составляющей матрицы на уровень коэрцитивной силы и твердости.

Для этого были проанализированы графические зависимости и просчитана линия тренда с уровнем аппроксимации. По полученным данным можно заключить, что во втулках соответствующих требованиям ТУ по твердости основное влияние на  $H_c$  оказывает доля перлита. Это связано с тем, что количество этой структурной составляющей в матрице составляет основу и достигает 50,8 %. Эта структурная составляющая характеризуется более высокими значениями аппроксимации согласно логарифмической и степенной моделям (0,33 и 0,34).

При анализе влияние структурных составляющих на уровень  $H_c$  наибольшая полнота связи получено при использовании линейной модели для: перлита (0,33), троостита (0,38), графита (0,69), цементита (0,89). По данной зависимости можно заключить, что при увеличении доли троостита и цементита, и при уменьшении количества структурных составляющих перлита от 37 до 28% и

графита от 22 до 18% уровень коэрцитивной силы снижается от 14,0 до 29,8 А/см.

Наиболее тесная связь отмечается при использовании логарифмической модели по оценке доли графита (0,69), цементита (0,65).

Достаточно высокая полнота связи при использовании и других моделей:

- при полиномиальной: перлит (0,37), троостит (0,38), графит (0,69), цементит (0,93);
- при степенной: графит (0,68), цементит (0,67);
- при экспоненциальной: перлит (0,36), троостит (0,34), графит (0,715), цементит (0,9).

Из анализа совокупной выборки учитывающей фазовый состав чугуна видно, что на уровень твердости и коэрцитивной силы наибольшее влияние оказывают доля графита и цементита.

Выше было рассмотрено влияние каждой структурной составляющей на уровень коэрцитивной силы и твердости. Представляет интерес оценить их совместный вклад в изменение анализируемых свойств. Было проанализировано влияние металлической матрицы (перлит + троостит + цементит и перлит + троостит) на показания твердости и коэрцитивной силы. В таблице 1 приведены данные по общей доли структурных составляющих для втулок, соответствующих требованиям ТУ.

Для определения достоверности расчетов было оценено среднеквадратическое отклонение. Отклонения оценивали по выборке и производили в соответствии с ГОСТ 27.202 по формуле:

$$\sigma = \frac{\sum_{i=1}^n x_i}{n} \quad (9)$$

Из полученных зависимостей можно заключить, что при увеличении доли цементита от 6 до 9 %, троостита от 22 до 51 %, так и при увеличении перлит + троостит от 67 до 74% характерно повышение уровня коэрцитивной силы от 14,2 до 29,6 А/см. Однако, уровень аппроксимации при всех вариантах значительно ниже допустимых значений и не превышает 0,04. Следовательно можно заключить, что вклад данных структурных составляющих на уровень коэрцитивной силы и твердости не значим.

Что же касается влияния доли фаз, то здесь также при увеличении содержания цементита, троостита, и перлит + троостит повышается уровень твердости от 207 до 302 НВ.

При оценке логарифмической и полиномиальной моделями теснота связи существенно возрастает для цементита (0,93), перлита (0,37) и троостита (0,78), перлит + троостит (0,45). Из проанализированных связей наиболее рационально использовать полиномиальную модель.

Используя экспериментальные данные, были проанализированы зависимости для втулок, не соответствующих техническим условиям по уровню твердости (выше и ниже требований ТУ).

Таблица 1

Соотношение фаз во втулке и их влияние на уровень твердости,  
соответствующие требованиям ТУ

№ Обр.	Зона	HВ	H <sub>c</sub> , А/см	Графит, %	Карбид, %	Троостит, %	Перлит, %	П+Т, %	П+Т+Ц, %	Г/Ц, %
2-1	1	302	28,9	16,5	10,7	28,5	44,3	72,8	83,5	1,5
	2	269	24,4	21,2	12,3	36,1	30,2	66,3	78,6	1,7
2-2	1	302	29,7	18,0	8,3	27,0	40,8	67,8	76,0	2,2
	2	269	24,4	19,5	6,5	27,9	46,1	73,9	80,5	2,9
7-1	1	269	18,0	19,9	5,4	23,8	50,8	74,6	80,0	3,7
	2	241	17,1	23,8	4,9	27,6	43,7	71,4	76,3	4,9
7-2	1	255	18,8	21,9	6,4	33,4	38,2	71,6	78,1	3,4
	2	241	17,1	21,3	3,9	29,8	45,0	74,8	78,7	5,5
53-2	2	217	15,3	20,5	5,4	46,2	22,0	68,2	73,6	3,8
55-1	1	241	15,7	18,2	8,2	37,6	35,9	73,5	81,7	2,2
	2	207	15,0	25,4	5,9	34,5	34,2	68,7	74,6	4,3
55-2	1	241	15,3	22,0	8,8	37,6	31,5	69,2	78,0	2,5
	2	207	15,2	25,3	5,6	28,5	40,6	69,1	74,7	4,5
75-1	1	269	14,4	17,7	7,9	38,2	36,2	74,4	82,3	2,2
	2	241	14,8	19,1	6,5	39,5	34,9	74,4	80,9	2,9
75-2	1	269	14,6	19,8	8,8	41,9	29,6	71,5	80,2	2,3
	2	241	14,9	22,8	5,6	30,6	40,9	71,6	77,2	4,1
min		207	14,4	16,5	3,9	23,8	22,0	66,3	73,6	1,5
max		302	29,7	25,4	12,3	46,2	50,8	74,8	83,5	5,5
Ср.		252	18,5	20,8	7,1	33,5	37,9	71,4	78,5	3,2
σ		27,9	5,1	2,6	2,2	6,1	7,2	2,7	2,8	1,15
2σ		55,8	10,2	5,2	4,4	12,2	14,4	5,4	5,6	2,3

Примечание: зона 1 – внешняя сторона отливки; зона 2 – внутренняя сторона отливки.

Помимо влияния матрицы определяли соотношение матрицы к графитовым включениям ( $\frac{П+Т+Ц}{Г}$  и  $\frac{П+Т}{Г}$ ).

В данных втулках выявлено незначительное содержание цемента от 3,3 до 8,3% и соотношение фаз П/Ц+Т от 1,8 до 3,6% и Ц+Т/П от 0,28 до 0,55%. Анализ данных позволяет заключить, что в таких пределах эти структурные составляющие не влияют на измерения твердости. Что касается коэрцитивной силы, то уменьшение количества Ц от 8,3 до 3,3 %, а П/Ц+Т от 3,6 до 1,8% – влечет увеличение значений H<sub>c</sub> от 13,2 до 26,5 А/см. При этом незначительное колебание зависимости Ц+Т/П от 0,28 до 0,55% сопровождается изменением коэрцитивной силы в тех же пределах. Из этого можно заключить, что в данных втулках на коэрцитивную силу влияют другие факторы, например ликвация химических элементов, наследственные свойства сплавов.

Анализ данных показал, что нестабильным значениям коэрцитивной силы и твердости соответствуют большой разброс по содержанию фаз. Они изменя-

ются в более широких пределах, чем во втулках со стабильными свойствами. Так, например, при рассмотрении зависимости влияния доли фаз на твердость, в полиномиальной модели видно, что при уменьшении  $P + T$  и  $P$ , и при этом с увеличением соотношения  $\frac{P + T + C}{G}$  и  $T$  значения твердости возрастают.

Анализ зависимостей дефектных втулок показал, что существенное влияние на показания коэрцитивной силы оказывает доля перлита. Так, уменьшение его количества от 71,5 до 47,8% повышает значения коэрцитивной силы от 13,2 до 26,0 А/см. При этом значение аппроксимации колеблется от 0,66 до 0,86.

Интерес представляет оценить влияние высокоуглеродосодержащих фаз: цементита и графита. Для определения их влияния на твердость и коэрцитивную силу были построены дополнительные зависимости, как для втулок соответствующих требованиям ТУ, так и отбракованным.

При соответствии втулки ТУ соотношения «графит – цементит» ведут себя не стабильно, это хорошо описывает полиномиальная модель (0,29). Так, первоначально при росте концентрации Г/Ц от 3,2 до 3,8% наблюдается увеличение коэрцитивной силы от 14,2 до 19,8 А/см. Однако после достижения верхнего предела соотношения Г/Ц начинает падать до 1,5%, а коэрцитивная сила растет до 29,8А/см.

При рассмотрении влияния Г/Ц на твердость четко просматривается тенденция, при которой с уменьшением этого соотношения от 4,4 до 1,8 % происходит рост твердости с 205 до 304НВ.

Проанализировав втулки с несоответствующими требованиям ТУ по твердости, наблюдается другая тенденция, описанная полиномиальной моделью. Так при снижении Г/Ц от 4,7 до 3,1% повышается твердость с 190 до 240НВ. В дальнейшем твердость продолжает расти до 294НВ, при этом растет и соотношение Г/Ц до 6,9%. Однако уровень аппроксимации при этом не превышает 0,12.

По влиянию Г/Ц, во втулках не соответствующих требованиям ТУ, на значение коэрцитивной силы наиболее тесная связь описывает полиномиальной моделью (0,52). При этом наблюдается тенденция роста коэрцитивной силы от 13,0 до 18,2 А/см, при снижении соотношения Г/Ц от 4,5 до 2,8%, после этого отмечается рост коэрцитивной силы до 26,2 А/см.

Из проведенного исследования по влиянию высокоуглеродосодержащих фаз на показания твердости и коэрцитивной силы можно заключить, что наиболее эффективной моделью является полиномиальная, так как именно она наиболее полно, во всех случаях, описывает полноту связи рис.1.

Уравнения и результаты, полученные при расчете величины аппроксимации были сведены в табл. 2. Для определения взаимосвязи между двумя характеристиками (твердость – коэрцитивная сила) просчитали коэффициент корреляции. Расчет производили по формуле:

$$\rho_{xy} = \frac{C_{ov}(X, Y)}{\sigma_H \cdot \sigma_y}, \quad (10)$$

где  $x$  и  $y$  - средние значения показателей.

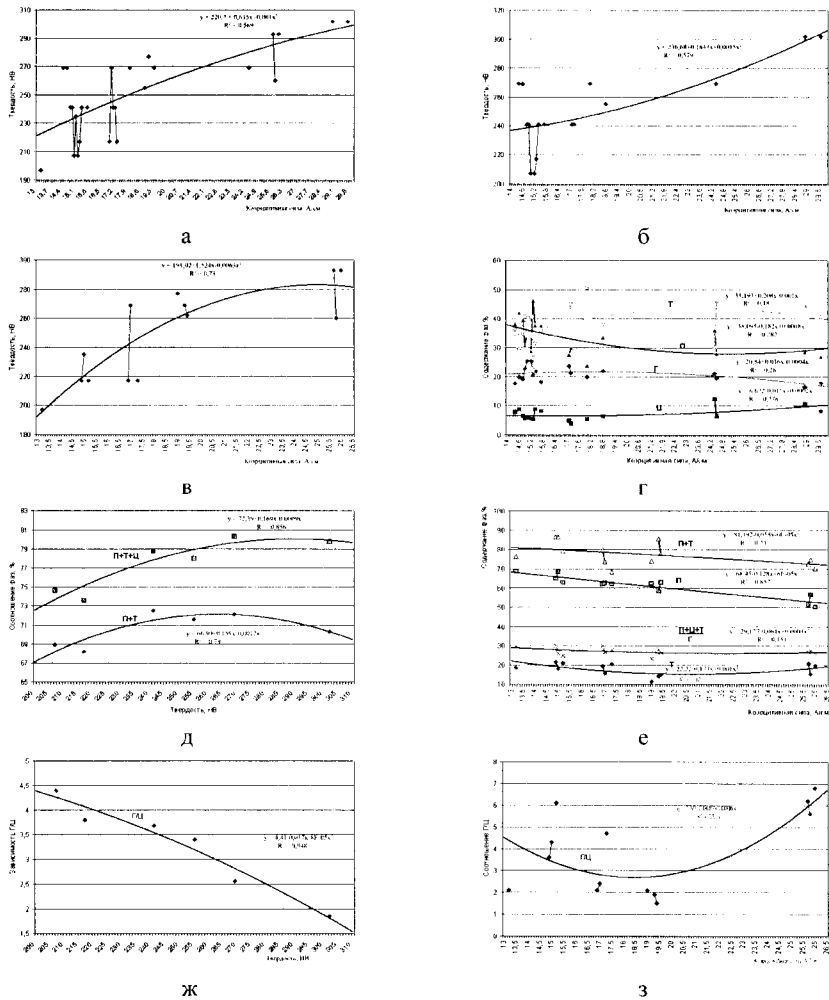


Рис.1. Полиномиальная модель для различных зависимостях: а) зависимость твердость – коэрцитивная сила. Общая выборка; б) зависимость твердость – коэрцитивная сила для втулок соответствующих требованиям ТУ; в) зависимость твердость – коэрцитивная сила для втулок с отклонениями по твердости; г) влияние доли каждой структурной составляющей чугуна на уровень коэрцитивной силы, оцененные во втулках; д) совместное влияние структурных составляющих на уровень твердости втулок, соответствующих требованиям ТУ; е) Совместное влияние структурных составляющих на уровень коэрцитивной силы во втулках, не соответствующих требованиям ТУ; ж) влияние соотношения графит/цементит на уровень твердости; з) Влияние соотношения графит/цементит на уровень коэрцитивной силы во втулках имеющих отклонения от ТУ.

Таблица 2

Сводная таблица уравнений тренда, величины аппроксимации и корреляционных зависимостей всей выборки

Зависимость	Тип											
	Линейная		Логарифмическая		Полиномиальная		Степенная		Экспоненциальная		Корреляция по всей выборке (брак + соответствие ТУ)	
	Уравнение	Полнота связи, R <sup>2</sup>	Уравнение	Полнота связи, R <sup>2</sup>	Уравнение	Полнота связи, R <sup>2</sup>	Уравнение	Полнота связи, R <sup>2</sup>	Уравнение	Полнота связи, R <sup>2</sup>		
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
Общая выборка												
П <sub>1</sub> к П <sub>2</sub>	$y = -0,4648x + 224,81$	$R^2 = 0,57$	$y = 23,951 \ln(x) + 163$	$R^2 = 0,53$	$y = -0,001x^2 + 0,6353x + 220,7$	$R^2 = 0,57$	$y = 175,06x^{0,0062}$	$R^2 = 0,53$	$y = 225,01e^{0,0001x}$	$R^2 = 0,53$	0,764	
Втулка соответствующая ТУ												
П <sub>1</sub> к П <sub>2</sub>	$y = 0,4276x + 232,84$	$R^2 = 0,57$	$y = 16,016 \ln(x) + 200$	$R^2 = 0,37$	$y = 0,0015x^2 + 0,1843x + 236,68$	$R^2 = 0,58$	$y = 205,09x^{0,00617}$	$R^2 = 0,34$	$y = 232,76e^{0,0015x}$	$R^2 = 0,53$	0,759	
П <sub>1</sub> +П <sub>1</sub> к П <sub>1</sub>	$y = 0,0111x + 78,009$	$R^2 = 0,04$	$y = 0,2815 \ln(x) + 77,60$	$R^2 = 0,01$	$y = -2E-05x^2 + 0,0136x + 77,97$	$R^2 = 0,04$	$y = 77,544x^{0,00036}$	$R^2 = 0,01$	$y = 77,964e^{0,0001x}$	$R^2 = 0,04$	0,195	
П <sub>1</sub> +Т к П <sub>1</sub>	$y = 0,0034x + 71,163$	$R^2 = 0,003$	$y = 0,3146 \ln(x) + 70,29$	$R^2 = 0,02$	$y = 0,00001x^2 + 0,0263x + 70,78$	$R^2 = 0,013$	$y = 70,241x^{0,00044}$	$R^2 = 0,02$	$y = 71,711e^{0,0001x}$	$R^2 = 0,003$	0,192	
П <sub>1</sub> +П <sub>1</sub> +Т к П <sub>2</sub>	$y = 0,0677x + 74,168$	$R^2 = 0,73$	$y = 2,5849 \ln(x) + 68,21$	$R^2 = 0,79$	$y = 0,0009x^2 + 0,1686x + 72,39$	$R^2 = 0,86$	$y = 68,645x^{0,0036}$	$R^2 = 0,78$	$y = 74,177e^{0,0009x}$	$R^2 = 0,25$	0,605	
П <sub>1</sub> +Т к П <sub>2</sub>	$y = 0,0253x + 69,353$	$R^2 = 0,25$	$y = 102561 \ln(x) + 66,1$	$R^2 = 0,45$	$y = -0,0012x^2 + 0,1597x + 66,98$	$R^2 = 0,79$	$y = 66,17x^{0,00179}$	$R^2 = 0,46$	$y = 69,33e^{0,0004x}$	$R^2 = 0,57$	0,179	
Т к П <sub>1</sub>	$y = 0,0474x + 35,767$	$R^2 = 0,11$	$y = 2,8459 \ln(x) + 28,68$	$R^2 = 0,19$	$y = -0,001x^2 + 0,2075x + 33,19$	$R^2 = 0,18$	$y = 29,085x^{0,0076}$	$R^2 = 0,17$	$y = 35,07e^{0,0013x}$	$R^2 = 0,11$	0,479	
П к П <sub>1</sub>	$y = 0,0577x + 36,09$	$R^2 = 0,23$	$y = -3,222 \ln(x) + 43,92$	$R^2 = 0,33$	$y = 0,0008x^2 - 0,1824x + 38,095$	$R^2 = 0,28$	$y = 45,006x^{0,0061}$	$R^2 = 0,34$	$y = 35,614e^{0,0017x}$	$R^2 = 0,23$	0,334	
Г к П <sub>1</sub>	$y = 0,0229x + 21,79$	$R^2 = 0,21$	$y = -0,6695 \ln(x) + 22,9$	$R^2 = 0,08$	$y = 0,0004x^2 + 0,0366x + 20,83$	$R^2 = 0,28$	$y = 22,881x^{0,0033}$	$R^2 = 0,084$	$y = 21,691e^{0,0011x}$	$R^2 = 0,22$	0,457	
Ц к П <sub>1</sub>	$y = -0,0212x + 6,148$	$R^2 = 0,25$	$y = 0,6461 \ln(x) + 5,018$	$R^2 = 0,11$	$y = -0,0002x^2 + 0,0114x + 6,672$	$R^2 = 0,28$	$y = 5,411x^{0,0074}$	$R^2 = 0,07$	$y = 6,0429e^{0,0027x}$	$R^2 = 0,21$	0,497	
Т к П <sub>2</sub>	$y = 0,1276x + 29,904$	$R^2 = 0,38$	$y = 3,884 \ln(x) + 22,23$	$R^2 = 0,26$	$y = -7E-05x^2 + 0,1357x + 29,76$	$R^2 = 0,38$	$y = 22,974x^{0,0106}$	$R^2 = 0,23$	$y = 29,171e^{0,0041x}$	$R^2 = 0,34$	0,311	
П к П <sub>2</sub>	$y = 0,103x + 39,476$	$R^2 = 0,33$	$y = -2,654 \ln(x) + 43,94$	$R^2 = 0,16$	$y = -0,0012x^2 + 0,023x + 37,26$	$R^2 = 0,37$	$y = 44,225x^{0,0074}$	$R^2 = 0,17$	$y = 39,218e^{0,0029x}$	$R^2 = 0,37$	0,333	
Г к П <sub>2</sub>	$y = -0,0638x + 24,12$	$R^2 = 0,69$	$y = -2,358 \ln(x) + 29,46$	$R^2 = 0,69$	$y = -5E-05x^2 - 0,0581x + 24,02$	$R^2 = 0,69$	$y = 30,999x^{0,0104}$	$R^2 = 0,68$	$y = 24,25e^{0,0031x}$	$R^2 = 0,72$	0,761	
Ц к П <sub>2</sub>	$y = 0,0425x + 4,81$	$R^2 = 0,89$	$y = 1,328 \ln(x) + 2,129$	$R^2 = 0,65$	$y = -0,0003x^2 + 0,0089x + 5,4$	$R^2 = 0,94$	$y = 3,455x^{0,0071}$	$R^2 = 0,68$	$y = 5,0694e^{0,0059x}$	$R^2 = 0,90$	0,569	

Продолжение табл. 2

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\Gamma/\Pi$ к $H_c$	$y = -0,0111x + 3,7$	$R^2 = 0,22$	$y = -0,2681\ln(x) + 4,082$	$R^2 = 0,06$	$y = 0,0002x^2 - 0,0182x + 2,236$	$R^2 = 0,29$	$y = 4,281x - 0,1088$	$R^2 = 0,09$	$y = 3,956e^{-0,0093x}$	$R^2 = 0,28$	$R^2 = 0,28$	0,460
$L/\Pi$ к $H_B$	$y = -0,026x + 4,55$	$R^2 = 0,94$	$y = -0,8681\ln(x) + 6,409$	$R^2 = 0,79$	$y = 8E-05x^2 - 0,0173x + 4,41$	$R^2 = 0,95$	$y = 8,7334x - 0,282$	$R^2 = 0,71$	$y = 4,8635e^{-0,0087x}$	$R^2 = 0,92$	$R^2 = 0,92$	0,667
Не соответствующая TV												
$\Pi + T$ к $H_B$	$y = -0,064x + 81,24$	$R^2 = 0,12$	$y = -1,6551\ln(x) + 83,82$	$R^2 = 0,04$	$y = 0,0034x^2 + 0,336x + 72,88$	$R^2 = 0,33$	$y = 83,889x - 0,0215$	$R^2 = 0,04$	$y = 81,065e^{-0,0008x}$	$R^2 = 0,12$	$R^2 = 0,12$	0,354
$\Pi$ к $H_B$	$y = -0,083x + 65,29$	$R^2 = 0,13$	$y = -3,431\ln(x) + 73,66$	$R^2 = 0,12$	$y = 0,0025x^2 - 0,2034x + 59,31$	$R^2 = 0,19$	$y = 74,619x - 0,0586$	$R^2 = 0,11$	$y = 65,04e^{-0,0014x}$	$R^2 = 0,12$	$R^2 = 0,12$	0,198
$\Pi + T + \Pi/T$ к $H_B$	$y = -0,035x + 29,24$	$R^2 = 0,32$	$y = -1,571\ln(x) + 33,23$	$R^2 = 0,33$	$y = 0,0003x^2 - 0,0709x + 29,97$	$R^2 = 0,33$	$y = 33,737x - 0,0667$	$R^2 = 0,32$	$y = 29,204e^{-0,0013x}$	$R^2 = 0,30$	$R^2 = 0,30$	0,565
$T$ к $H_B$	$y = -0,0406x + 20,16$	$R^2 = 0,17$	$y = -1,781\ln(x) + 24,66$	$R^2 = 0,18$	$y = 0,0018x^2 - 9,2521x + 24,67$	$R^2 = 0,38$	$y = 26,728x - 0,1098$	$R^2 = 0,18$	$y = 20,759e^{-0,0025x}$	$R^2 = 0,18$	$R^2 = 0,18$	0,296
$\Pi$ к $H_c$	$y = -0,0124x + 6,18$	$R^2 = 0,08$	$y = -0,3951\ln(x) + 6,92$	$R^2 = 0,05$	$y = 0,0006x^2 - 0,0752x + 4,13$	$R^2 = 0,31$	$y = 6,6092x - 0,0672$	$R^2 = 0,04$	$y = 5,853e^{-0,0021x}$	$R^2 = 0,07$	$R^2 = 0,07$	0,289
$\Pi/(\Pi+T)$ к $H_c$	$y = -0,0052x + 2,96$	$R^2 = 0,18$	$y = -0,1343\ln(x) + 3,15$	$R^2 = 0,06$	$y = -0,0001x^2 - 0,011x + 2,6$	$R^2 = 0,26$	$y = 3,2086x - 0,057$	$R^2 = 0,08$	$y = 2,9327e^{-0,0021x}$	$R^2 = 0,19$	$R^2 = 0,19$	0,293
$(\Pi+T)/\Pi$ к $H_c$	$y = -0,0009x + 0,339$	$R^2 = 0,24$	$y = -0,0261\ln(x) + 0,294$	$R^2 = 0,12$	$y = 1E-05x^2 - 0,0009x + 0,38$	$R^2 = 0,30$	$y = 0,3052x - 0,0823$	$R^2 = 0,10$	$y = 0,3377e^{-0,0021x}$	$R^2 = 0,23$	$R^2 = 0,23$	0,338
$\Pi$ к $H_B$	$y = 3E-05x + 5,44$	$R^2 = 2E-07$	$y = -0,2431\ln(x) + 6,38$	$R^2 = 0,01$	$y = 3E-05x^2 - 0,0038x + 5,52$	$R^2 = 0,0002$	$y = 6,282x - 0,0815$	$R^2 = 0,01$	$y = 5,1957e^{-0,0002x}$	$R^2 = 0,0002$	$R^2 = 0,0002$	0,015
$\Pi/(\Pi+T)$ к $H_B$	$y = 0,0017x + 2,47$	$R^2 = 0,01$	$y = -0,15451\ln(x) + 1,98$	$R^2 = 0,05$	$y = 0,0004x^2 - 0,0444x + 1,59$	$R^2 = 0,32$	$y = 2,0294x - 0,0568$	$R^2 = 0,04$	$y = 2,4422e^{-0,0066x}$	$R^2 = 0,009$	$R^2 = 0,009$	0,103
$(\Pi+T)/\Pi$ к $H_B$	$y = -0,0002x + 0,41$	$R^2 = 0,006$	$y = -0,0191\ln(x) + 0,48$	$R^2 = 0,04$	$y = 5E-05x^2 - 0,0063x + 0,54$	$R^2 = 0,29$	$y = 0,4844x - 0,052$	$R^2 = 0,04$	$y = 0,4072e^{-0,0004x}$	$R^2 = 0,007$	$R^2 = 0,007$	0,077
$\Pi + T$ к $H_c$	$y = 0,0676x + 81,41$	$R^2 = 0,24$	$y = -2,0891\ln(x) + 85,2$	$R^2 = 0,13$	$y = 6E-05x^2 - 0,0583x + 81,19$	$R^2 = 0,24$	$y = 85,41x - 0,0771$	$R^2 = 0,13$	$y = 81,262e^{-0,0009x}$	$R^2 = 0,24$	$R^2 = 0,24$	0,492
$\Pi$ к $H_c$	$y = 0,1185x + 68,24$	$R^2 = 0,86$	$y = -4,5331\ln(x) + 48,12$	$R^2 = 0,68$	$y = 6E-05x^2 - 0,128x + 68,45$	$R^2 = 0,86$	$y = 80,69x - 0,0751$	$R^2 = 0,66$	$y = 68,66e^{-0,0021x}$	$R^2 = 0,86$	$R^2 = 0,86$	0,523
$(\Pi+T)/T$ к $H_c$	$y = -0,0134x + 27,95$	$R^2 = 0,08$	$y = -0,7891\ln(x) + 30,1$	$R^2 = 0,16$	$y = 0,0003x^2 - 0,0639x + 29,13$	$R^2 = 0,15$	$y = 30,08x - 0,0281$	$R^2 = 0,15$	$y = 27,85e^{-0,0008x}$	$R^2 = 0,08$	$R^2 = 0,08$	0,291
$T$ к $H_c$	$y = -0,0009x + 18,29$	$R^2 = 0,02$	$y = -0,6991\ln(x) + 20,37$	$R^2 = 0,05$	$y = 0,0011x^2 - 0,1772x + 22,2$	$R^2 = 0,32$	$y = 20,58x - 0,043$	$R^2 = 0,06$	$y = 18,04e^{-0,0003x}$	$R^2 = 0,02$	$R^2 = 0,02$	0,196
$H_c$ к $H_B$	$y = 0,5937x + 212,76$	$R^2 = 0,64$	$y = -25,6941\ln(x) + 152,1$	$R^2 = 0,66$	$y = 0,0063x^2 - 1,524x + 191,02$	$R^2 = 0,73$	$y = 165,25x - 0,1666$	$R^2 = 0,68$	$y = 213,27e^{-0,0044x}$	$R^2 = 0,63$	$R^2 = 0,63$	0,801
$\Gamma/\Pi$ к $H_c$	$y = 0,0227x + 2,458$	$R^2 = 0,27$	$y = -0,6891\ln(x) + 1,229$	$R^2 = 0,14$	$y = 0,0007x^2 - 0,0687x + 4,59$	$R^2 = 0,52$	$y = 1,86x - 0,1576$	$R^2 = 0,09$	$y = 2,4467e^{-0,0053x}$	$R^2 = 0,19$	$R^2 = 0,19$	0,531
$\Gamma/\Pi$ к $H_B$	$y = 0,0127x + 3,048$	$R^2 = 0,05$	$y = -0,54671\ln(x) + 1,6812$	$R^2 = 0,05$	$y = 0,0654x^2 + 4,68$	$R^2 = 0,12$	$y = 2,222x - 0,1088$	$R^2 = 0,02$	$y = 2,945e^{-0,0021x}$	$R^2 = 0,02$	$R^2 = 0,02$	0,213



Если учесть, что значение корреляции более 0,25 считается достаточно надежным показателем то, по полученным значениям, можно заключить, что большинство из рассматриваемых зависимостей представляются возможным для практического использования. Наиболее тесная корреляция коэрцитивная сила - твердость, оцененная для дефектных втулок ( $r = 0,801$ ). Связь коэрцитивная сила - твердость, оцененная по всей выборке равна  $r = 0,764$ . Влияние графита на коэрцитивную силу, во втулках соответствующих, требования ТУ имеет парную корреляцию  $r = 0,761$ . Связь коэрцитивная сила – твердость  $r = 0,759$ .

Отсутствие корреляции, при которой значения не превышали 0,25, показали следующие зависимости (втулки соответствующие требованиям ТУ): цементит + перлит + троостит к коэрцитивной силе (0,195); перлит + троостит к коэрцитивной силе (0,192); перлит + троостит к твердости (0,179); а так же в дефектных втулках: перлит к твердости (0,198); цементит к твердости (0,015);  $\frac{\text{перлит}}{\text{цементит} + \text{троостит}}$  к твердости (0,103);  $\frac{\text{цементит} + \text{троостит}}{\text{перлит}}$  к твердости (0,077); Троостит к коэрцитивной силе (0,196);  $\frac{\text{графит}}{\text{цементит}}$  к коэрцитивной силе (0,213).

Для выяснения причины отсутствия корреляционных связей для этих зависимостей провели детальные металлографические исследования. Установлено, что отклонения связаны с неоднородным распределением фаз, ликвиацией элементов (скоплением неметаллических включений), отсутствием графита, пористостью и др. факторами.

В результате выполненных исследований рекомендовано описывать связь твердость - коэрцитивная сила полиномиальной моделью которая наиболее полно характеризует это соотношение.

#### Список литературы

1. Т. С. Скобло, М. В. Марченко. Оценка скоплений неметаллических включений в низколегированном чугуна по коэрцитивной силе. Вісник ХДТУСГ. Випуск 22, 2003. с. 137 - 142.
2. Т.С. Скобло, В.М. Власовец, М.В Марченко Влияние модификатора и легирующих элементов на качество и свойства цилиндров малых судов и оценка их по коэрцитивной силе.// Сб.: Физические и компьютерные технологии, №12, 2005. — С. 115 – 119.
3. Т.С. Скобло, А.И. Сидашенко, В.М. Власовец Методика исследования фазового состава и структуры при восстановлении деталей электродуговой металлизацией. Вісник ХДТУСГ. Випуск 4, 2000. с. 114 - 119

#### Анотація

#### Аналіз якості втулок циліндрів малих суднових двигунів на основі структурного фактора

У статті розглянутий аналіз якості втулок циліндрів малих суднових дви-

*гунів на основі структурного фактора.*

**Abstract**

**The analysis of quality of cartridges of cylinders of small ship engines on the basis of the structural factor**

*In clause the analysis of quality of cartridges of cylinders of small ship engines is considered on the basis of the structural factor.*

## ВЛИЯНИЕ СОДЕРЖАНИЯ ФОСФОРА НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СЕРЫХ ЧУГУНОВ

Поздняков Н.Г.

(Харьковский Национальный технический университет сельского хозяйства)

В статье рассмотрено влияние содержания фосфора на структуру и свойства серых чугунов.

Чугун, являясь конструкционным материалом, нашел широкое применение в двигателестроении, включая производство гильз цилиндров автотракторных двигателей.

Учитывая тяжелые условия работы деталей двигателей внутреннего сгорания, следует очень внимательно подходить к вопросам выбора химического состава, так как он оказывает существенное влияние на структурообразование и свойства материала, особенно при закалке зеркала ТВЧ. Требования по химическому составу гильз цилиндров двигателей типа СМД представлены в табл. 1.

Таблица 1

Химический состав гильз цилиндров двигателей типа СМД

C	Si	Mn	Ti	Cu	Cr	Ni	P	S
3,10...3, 45	1,70...2, 20	0,5...0, 1	0,05...0, 10	0,10...0, 40	0,02...0, 05	0,1 5	0,2 0	0,1 2

Существенное влияние на структурообразование и свойства серых чугунов оказывает фосфор. Поэтому, целесообразно рассмотреть его влияние на структуру и свойства гильзы.

Фосфор, как и кремний, интенсивно снижает растворимость углерода в жидком чугуне и поэтому способствует усилению графитизации при эвтектической кристаллизации.

Таблица 2

Распределение легирующих элементов в фосфористом чугуне

Элементы	Содержание элементов, %		
	среднее в чугуне	в матрице	в фосфидной эвтектике
Фосфор	0,5 - 0,88	—	5,8 - 6,1
Хром	0,4 - 1,0	0,29 - 0,77	0,86 - 2,78
Марганец	0,5 - 1,0	0,42 - 0,77	0,76 - 1,84
Ванадий	0,3 - 0,45	0,12 - 0,23	0,75 - 0,97
Молибден	0,75	0,26	4,03

При кристаллизации чугуна фосфор ликвидирует на границу эвтектического зерна, образуя фосфидную эвтектику и усиливая ликвацию карбидообразующих элементов [1]. При кристаллизации из остаточной эвтектической жидко-

сти, обогащенной фосфором, хромом, молибденом, марганцем, на границе эвтектических колоний кристаллизуется фосфидная эвтектика (табл. 2). При соотношении  $Si/P$  1,5;  $V/P$  1,0 [2], а также при содержании кремния в чугуне менее 1,0 % фосфидная эвтектика кристаллизуется в контакте с пластиной ледебуритного цементита (тип Ф5 по ГОСТ 3442—87).

При содержании до 0,3% P фосфидная эвтектика образует разорванную сетку, а свыше 0,6% P — сплошную.

Влияние фосфора на механические свойства серого чугуна показано на рис. 1. Фосфидная эвтектика несколько повышает твердость. Однако прочность и особенно пластичность чугуна снижаются по мере увеличения фосфора свыше 0,2—0,3%.

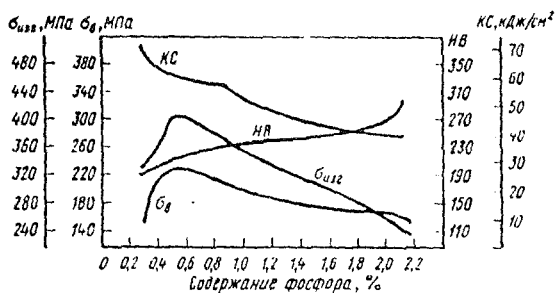


Рис. 1. Влияние содержания фосфора на механические свойства серого чугуна.

В работах Слынько Г.И. [3, 4] был проведен анализ влияния фосфора на структуру металлической матрицы и процессы графитообразования. Было установлено, что при минимальном количестве фосфора (0,02%) в чугунах их металлическая матрица состояла преимущественно из перлита (99%). При повышении содержания фосфора до 0,26% количество феррита возросло до 9% в чугуне с пластинчатым графитом (рис. 2). Дальнейшее увеличение содержания фосфора не вызвало существенных изменений количества феррита, доля которого в матрице увеличилась примерно на 1%. В чугуне с пластинчатым графитом тенденция к увеличению количества феррита в зависимости от увеличения объемного содержания в нем фосфидной эвтектики выражена более существенно, чем в чугуне с шаровидным графитом.

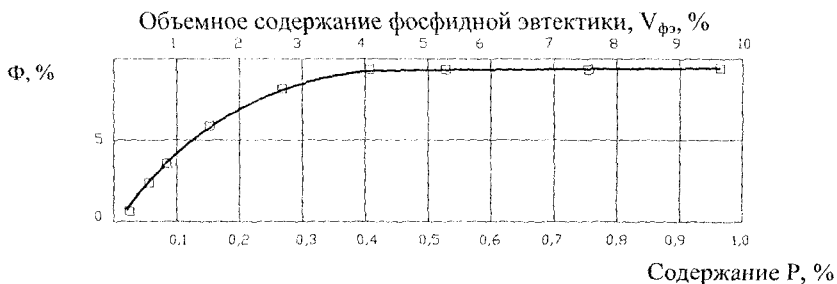


Рис. 2. Влияние фосфидной эвтектики на структуру металлической матрицы фосфористых чугунов.

Исследования, выполненные на образцах диаметром 30 мм из опытных синтетических чугунов, показали, что фосфидная эвтектика существенно влияет на состояние графитной фазы. Так, при полном отсутствии фосфидной эвтектики графит в сером чугуне находился в виде включений пластинчатой завихренной формы и располагался неравномерно в виде колоний. Средняя длина пластин графита находилась в пределах 72...76 мкм, толщина – около 6 мкм. Количество пластинчатого графита в структуре ЧПГ находилось в пределах 9 % и составляло в среднем 203 шт. в поле зрения шлифа (рис. 3).

При содержании фосфора в чугуне до 0,055 % фосфидная эвтектика не образовывалась и металлографически не была выявлена. Однако, даже незначительное (на 0,03 %) увеличение содержание фосфора в ЧПГ вызвало увеличение длины графитовых включений в среднем в 1,1 раза, а толщины – в 1,13 раза (рис. 4).



Рис. 3. Влияние фосфора на образование графита в чугунах с пластинчатым графитом ( $\times 100$ ): содержание P, %: а – 0,02; б – 0,15; в – 0,97.

При этом форма и распределение пластин графита существенно не изменились, но уменьшилось их количество в 1,2 раза.

Выделение в чугуне отдельных включений фосфидной эвтектики сопровождалось удлинением и утолщением пластин графита, уменьшением их количества в поле зрения шлифа. При наличии в структуре чугуна около 0,25 % фосфидной эвтектики, расположенной в виде отдельных включений с ориентацией на образование разорванной сетки, сопровождалось увеличением длины пластин графита до 110 мкм, а толщины до 9,8 мкм при одновременном уменьшении их количества до 96 шт/мм<sup>2</sup> (рис. 3, 4)

Активное влияние кристаллизации фосфидной эвтектики на морфологию графитной фазы в ЧПГ происходило при увеличении присадки фосфора до 0,4 %. При этом в чугуне образовалось около 4 % фосфидной эвтектики, расположенной в виде разорванной сетки и отдельных включений с одновременным увеличением длины пластин графита до 116 мкм и их толщины – до 10,5 мкм. Дальнейшее увеличение присадок фосфора в чугуны с пластинчатым графитом способствовавшее образованию фосфидной эвтектики в виде разорванной и сплошной сетки, вызывало понижение температуры эвтектической кристаллизации чугуна, что, в свою очередь, способствовало росту графитовых пластин за счет диффузии углерода из железа металлической матрицы. Однако, при этом процесс изменения формы, размеров и распределения графита происходил замедленно, что отражено на рис. 4.

Установили, что отмеченные выше изменения в строении пластинчатого

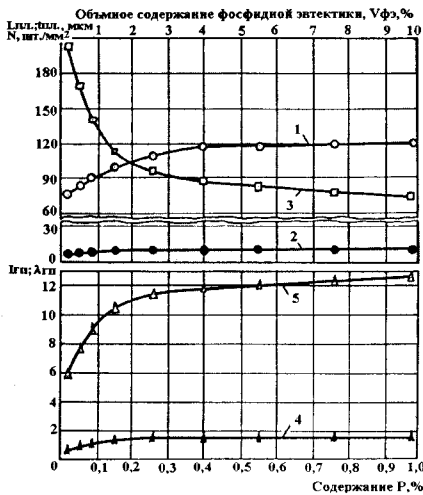


Рис. 4. Кристаллизация фосфидной эвтектики и графитизация чугунов с пластинчатым графитом: 1 – длина пластин графита,  $L_n$ , мкм; 2 – толщина пластин графита,  $t_n$ , мкм; 3 – количество пластин графита на площади 1 мм<sup>2</sup>  $N$  шт./мм<sup>2</sup>; 4 – индекс графита,  $I_m$ ; 5 – параметр формы графита,  $\lambda_m$ .

с увеличением количества фосфидной эвтектики в чугуне индекс графита повышался с 0,63 до 1,37. Дальнейшее увеличение количества эвтектики в чугуне способствовало незначительному повышению  $I_m$  (до 1,49) при содержании фосфора в чугуне 0,97 %. Такая зависимость указывает на увеличение размеров графитовых включений и увеличение общего количества феррита в чугуне, что подтверждает предположение о графитизирующем действии фосфидной эвтектики.

Так как графитовые включения в чугуне являются концентраторами напряжений, величина которых зависит от их формы, то был определен параметр формы включений ( $\lambda_m$ ). Установили, что с увеличением количества фосфидной эвтектики в чугуне параметр формы графита повышался с 5,9 до 11,6. Дальнейшее увеличение фосфидной эвтектики в чугуне способствовало более плавному повышению параметра формы графита до 12,9 при его содержании 0,97 %. Описанные выше изменения  $\lambda_m$  были вызваны кристаллизацией более грубых включений пластинчатого графита и некоторой коагуляцией его концов, что, видимо, может повлиять на механические и эксплуатационные свойства чугунов.

В работе Э.С. Горкунова, В.М. Сомовой и А.П. Ничипурука рассмотрено влияние фосфора на механические и магнитные свойства чугунов. Его влияние на механические свойства связано с измельчением эвтектического зерна и образованием твердой и хрупкой фосфидной эвтектики. При этом во всех чугунах значительно повышается твердость и понижается пластичность и вязкость чугуна. Прочность же изменяется при этом различно в зависимости от типа чугуна, его структуры и содержания в нем других элементов. Общая закономерность же такова, что прочностные свойства сначала возрастают с повышением содержания фосфора в чугуне, а затем при выделении фосфидной эвтектики они понижаются. Критическое содержание фосфора в серых чугунах составляет 0,3 – 0,8 %.

По данным [6] действие фосфора (до 0,5 %) на магнитные свойства чугуна незначительно. При большом содержании фосфора (примерно до 0,9 %) на-

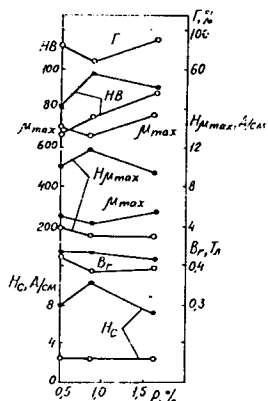


Рис. 5. Влияние фосфора на магнитные свойства чугуна с 3,3 % С и 1,8 % Si (диаметр образцов 20 мм, литые в песчаные формы): ● — без термообработки; — отожженный.

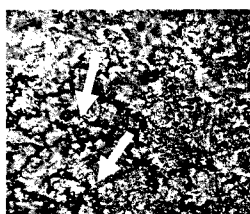


Рис. 6. Поры в чугуне гильзы ( $\times 100$ ).

В ряде работ [3, 5] есть данные, которые указывают на то, что наличие пористости связано с повышенным содержанием фосфора.

Для исследования такой зависимости был проведен анализ химического состава спектральным методом, который показал содержание фосфора во внутреннем пористом слое до 0,4 %, а в наружном на этом же уровне — 0,156 %.

В работе Слынько Г.И. [3] указывается на то, что фосфор в чугунах следует использовать как легирующий элемент, так как он положительно влияет на повышение таких свойств как твердость, жидкотекучесть и другие характеристики, особенно в тонкостенных деталях. Однако приведенные автором данные характерны для деталей, отливаемых в стационарные формы. При этом действительно формируется однородная структура и такая добавка обеспечивает требуемую жидкотекучесть.

Исследуемые гильзы цилиндров изготовлены центробежным способом. При таком способе заливки примеси, к числу которых относится фосфор, могут отсестаться на внутреннюю поверхность гильзы, что способствует повышению

блюдается (рис. 5) некоторое увеличение коэрцитивной силы и твердости, снижение максимальной магнитной проницаемости, а при дальнейшем увеличении фосфора, эти характеристики меняют свой ход на противоположный. Но и в этом случае, как показывает сравнение кривых для чугунов с различной структурой, на изменение магнитных свойств оказывает большее влияние доля кристаллизирующегося графита, его форма, чем содержание фосфора.

Нами были исследованы термообработанные гильзы, изготовленные из серого чугуна, где микроструктурным анализом было выявлено наличие пористости (рис. 6) в месте, где глубина упрочненного слоя (закалка ТВЧ) была наибольшей. Такое увеличение можно объяснить тем, что пористость ухудшает теплоотвод. Это сопровождается более интенсивным прогревом таких областей.

концентрации этого элемента на рабочей поверхности и образованию пор. Металлографическими исследованиями было установлено, что в гильзах с повышенным содержанием фосфора с чистовой обработкой до сечения 7-13 мм поры располагаются на глубину до 4,5 мм от внутренней рабочей поверхности и хорошо идентифицируются по коэрцитивной силе. В этих зонах больше толщина закаленного слоя и выше коэрцитивная сила.

В результате проведенных исследований установлено влияние толщины стенки гильзы цилиндра и пористости на изменения показаний коэрцитивной силы.

При повышенной концентрации фосфора (до 0.4 %) коэрцитивная сила соответственно повышалась с 14 до 16,7 А/см<sup>2</sup>.

Полученные результаты следует учитывать при производстве гильз цилиндров. Выявление пористости и отбраковка гильз с повышенной концентрацией фосфора на зеркале должна производиться до термической обработки.

#### Список литературы

1. Справочник по чугуному литью./Под ред. Д-ра техн. Наук Н.Г. Гиршовича. – 3-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1978. – 758 с., ил.
2. Шерман Александр Давыдович. Чугун: Справочник. – М., 1991. – 574с. ил.
3. Г.Слинько. Вплив фосфору на процеси структуроутворення і властивості чавуну // Машинознавство. 2000. - №10. – с.19-21.
4. Слинько Г.И. Влияние фосфидной эфтектики на трещиностойкость чугуна // “Проблемы современного материаловедения” (Материаловедение, строительство и отраслевое машиностроение. – Вып. 7). “Стародубовские чтения 98” / Под общ. ред. д.т.н., проф. Большаков В.И.; отв. ред. Миронова О.Ю. // Научн. Труды ПГАСиА. – Днепропетровск: Центр економічної освіти. – 1998. – С. 127-128.
5. Николаев Е.Н., Коротин И.М. Термическая обработка металлов токами высокой частоты. М.: "Высшая школа", 1977, - 214 с. 6. Э.С. Горкунов, В.М. Сомова и А.П. Ничилурук. Магнитные свойства и методы структуры и прочностных характеристик чугунных изделий. / Дефектоскопия. № 10. 1991. – с. 54-82.

#### Анотація

#### Вплив змісту фосфору на структуру і властивості сірих чавунів

*У статті розглянутий вплив змісту фосфору на структуру і властивості сірих чавунів.*

#### Abstract

#### Influence of the maintenance of phosphorus on structure and properties of grey pig-iron

*In clause influence of the maintenance of phosphorus on structure and properties of grey pig-iron is considered.*



## ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ КОЛЕБАНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ НА ПАРАМЕТРЫ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

**Новиков Ф.В., докт. техн. наук**

*(Харьковский национальный экономический университет)*

*В работе приведены результаты теоретических исследований параметров механической обработки с учетом колебаний в технологической системе.*

В процессе механической обработки резания под действием возникающих переменных сил в технологической системе возбуждаются колебания, которые приводят к снижению точности, производительности и других параметров обработки. Проблеме уменьшения колебаний в научно-технической литературе уделено большое внимание [1, 2, 3]. Вместе с тем, данная проблема весьма сложна и требует дальнейших исследований. Поэтому целью работы является теоретический анализ влияния колебаний, возникающих в технологической системе, на основные показатели обработки.

Для оценки динамического состояния технологической системы при резании рассмотрим основные соотношения динамики материальной точки.

Известно, что изменение количества движения материальной точки за некоторое время равно импульсу приложенной к ней силы за то же время, т.е.

$m \cdot V - m \cdot V_0 = P \cdot \tau$ , откуда  $P = m \cdot \frac{V - V_0}{\tau} = m \cdot \frac{dV}{d\tau} = m \cdot \frac{dx}{d\tau}$ , где  $m$  - масса материальной точки, кг;  $V, V_0$  - конечное и начальное значения скорости движения материальной точки, м/с;  $P$  - сила, Н;  $\tau$  - время, с;  $x$  - перемещение материальной точки, м;  $\dot{x}$  - скорость движения материальной точки, м/с. Решим полученное дифференциальное уравнение, для чего представим его в виде:

$(P/m) \cdot d\tau = dx$ . Проинтегрировав левую и правую части уравнения, имеем:

$(P/m) \cdot \tau = \dot{x} + C_1$ . Постоянную интегрирования  $C_1$  определим из начального условия:  $\dot{x}(\tau = 0) = V_0$ , откуда  $C_1 = -V_0$ ;

$\frac{P}{m} \cdot \tau = \dot{x} - V_0$  или  $\frac{P}{m} \cdot \tau = \frac{dx}{d\tau} - V_0$ , или

$\left( \frac{P}{m} \cdot \tau + V_0 \right) \cdot d\tau = dx$ .

Проинтегрируем обе части уравнения:  $x = \frac{P}{m} \cdot \frac{\tau^2}{2} + V_0 \cdot \tau + C_2$ . Постоянную интегрирования  $C_2$  определим из начального условия:  $x(\tau = 0) = 0$ , откуда

$C_2 = 0$ ;  $x = V_0 \cdot \tau + \frac{a \cdot \tau^2}{2}$ , где  $a = P/m$  - ускорение движения материальной точки.

Данная зависимость справедлива для равноускоренного движения материальной точки. Для равнозамедленного движения ускорение  $a$  необходимо взять со знаком "минус":

$$x = V_0 \cdot \tau - \frac{a \cdot \tau^2}{2}. \quad (1)$$

Из зависимости (1) определим время  $\tau$ , при котором  $\dot{x} = 0$ . Для этого продифференцируем зависимость (1) по времени:  $\dot{x} = V_0 - a \cdot \tau$ . При  $\dot{x} = 0$  имеем:  $\tau = \frac{V_0}{a} = \frac{m \cdot V_0}{P}$ . В результате пришли к начальной зависимости при условии  $V = \dot{x} = 0$ .

Из зависимости (1) найдем значение  $x$ , при котором выполняется условие  $\dot{x} = 0$ :  $x = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot P}$ . Откуда следует закон сохранения энергии:  $P \cdot x = \frac{m \cdot V_0^2}{2}$ , где  $P \cdot x$  - работа, совершаемая силой  $P$  на пути длиной  $x$ , Дж;  $\frac{m \cdot V_0^2}{2}$  - кинетическая энергия массы  $m$ , движущейся с начальной скоростью  $V_0$ , Дж.

Например, при деформировании пружины жесткостью  $c$ , возникающая при этом упруго-восстанавливающая сила  $P$  равна  $P = c \cdot x$ , где  $x$  - величина сжатия пружины. Тогда закон сохранения энергии примет вид:  $c \cdot x^2 = \frac{m \cdot V_0^2}{2}$ .

Определим из зависимости (1) время  $\tau$  (при котором  $\dot{x} = V_1$ ):

$$\tau = \frac{m \cdot (V_0 - V_1)}{P}. \quad (2)$$

Из зависимости (1) найдем величину  $x$ , при которой  $\dot{x} = V_1$ :

$$x = \frac{m}{2 \cdot P} \cdot (V_0^2 - V_1^2). \quad (3)$$

Данная зависимость справедлива для равнозамедленного движения, при равноускоренном движении ( $V_1 > V_0$ ):

$$x = \frac{m}{2 \cdot P} \cdot (V_1^2 - V_0^2). \quad (4)$$

Зависимости (3) и (4) в общем виде выражают закон сохранения энергии, который согласно зависимости (3) описывается:

$$P \cdot x = \frac{m}{2} \cdot (V_0^2 - V_1^2). \quad (5)$$

Преобразуем правую часть (5):  $\frac{m}{2} \cdot (V_0 - V_1) \cdot (V_0 + V_1) = m \cdot (V_0 - V_1) \cdot V_{cp}$ , где  $V_{cp} = (V_0 + V_1)/2$  - средняя скорость движения.

Применительно к деформированию пружины жесткостью  $c$ , когда  $P = c \cdot x$ , закон сохранения энергии (5) после преобразования опишется:

$$c \cdot x^2 = m \cdot (V_0 - V_1) \cdot V_{cp}. \quad (6)$$

Рассматривая  $\tau = x/V_{cp}$ , имеем  $c \cdot x = m \cdot (V_0 - V_1)/\tau$ . Для бесконечно малых значений  $\tau = \Delta\tau$ ,  $(V_0 - V_1) = -\Delta V$  справедливо  $\frac{-\Delta V}{\Delta\tau} = -\ddot{x}$  и уравнение

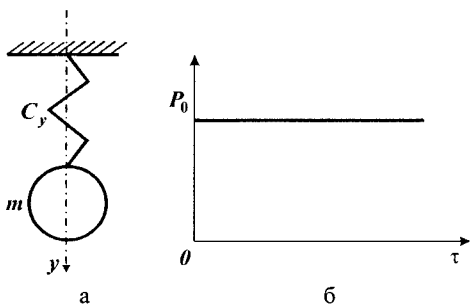


Рис. 1. Расчетная схема (а) и график зависимости  $P_0$  от  $\tau$  (б).

принимает вид:  $c \cdot x = -m \cdot \ddot{x}$  или  $m \cdot \ddot{x} + c \cdot x = 0$ . (7)

В итоге получили уравнение колебания массы  $m$ , связанной с пружиной жесткостью  $c$ , рис. 1,а. Для решения уравнения (7) представим его в виде:

$$\ddot{x} + k^2 \cdot x = 0, \quad (8)$$

где  $k = \sqrt{c/m}$  - собственная частота колебаний.

Решение дифференциального уравнения (8) можно представить:

$$x = C_1 \cdot \sin k\tau + C_2 \cdot \cos k\tau \text{ или } x = A \cdot \sin(k\tau + \alpha),$$

где  $A$  - амплитуда колебаний,  $\alpha$  - начальная фаза. Постоянные  $C_1$  и  $C_2$  определяются из начальных условий:  $C_1 = V_0/k$ ,  $C_2 = x_0$ . Тогда

$$x = \frac{V_0}{k} \cdot \sin k\tau + x_0 \cdot \cos k\tau, \quad (9)$$

где 
$$A = \sqrt{x_0^2 + \left(\frac{V_0}{k}\right)^2}, \quad \alpha = \arctg\left(\frac{k \cdot x_0}{V_0}\right). \quad (10)$$

Как видим, амплитуда колебаний  $A$  тем больше, чем больше начальные значения перемещения  $x_0$  и скорости движения  $V_0$  массы  $m$  и меньше собственная частота колебаний  $k$ . Происходящее в этих условиях движение массы  $m$  представляет собой свободные колебания. Данное решение получено без учета действия сил сопротивления, которые приводят, как известно, к затуханию колебаний.

Если в уравнении (5) силу  $P$  принять в виде:  $P = c \cdot x - P_0$  (рис. 1,б), то преобразованное уравнение (7) опишется:

$$m \cdot \ddot{x} + c \cdot x = P_0. \quad (11)$$

Частное решение уравнения:  $x = A_0$ , где  $A_0 = P_0/c = x_{cm}$  - статическое перемещение массы  $m$  от силы  $P_0$ . Общее решение уравнения (11):

$$x = C_1 \cdot \sin k\tau + C_2 \cdot \cos k\tau + x_{cm},$$

где  $k = \sqrt{c/m}$  собственная частота колебаний.

Постоянные  $C_1$  и  $C_2$  определим из начальных условий:  $x(\tau=0) = 0$ ;  $\dot{x}(\tau=0) = 0$ . Тогда  $C_1 = 0$ ,  $C_2 = -x_{cm}$  и соответственно

$$x = x_{cm} \cdot (1 - \cos k\tau). \quad (12)$$

Характер изменения пере-

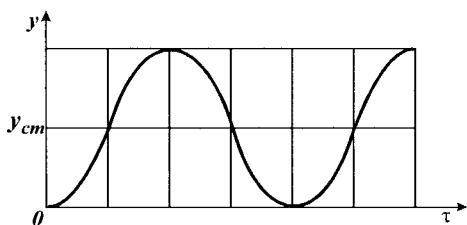


Рис. 2. Изменение перемещения  $y$  от времени  $\tau$ .

мещения  $x$  во времени показан на рис. 2. Максимальное значение  $x_{max}$  равно  $x_{max} = 2 \cdot x_{cm}$  при  $k \cdot \tau = \pi$ , т.е. динамическое перемещение в два раза превышает статическое.

При действии кратковременного импульса силы  $P_0$ , когда  $k \cdot T_1 < \pi$  (где  $T_1$  - время действия импульса силы, рис. 3), перемещение  $x$ , исходя из зависимости (12), равно

$$x = 2 \cdot x_{cm} \cdot \sin^2 \frac{kT_1}{2} \approx x_{cm} \cdot \frac{k^2 \cdot T_1^2}{2}. \quad (13)$$

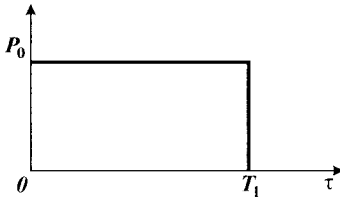


Рис. 3. Изменение силы  $P_0$  от времени  $\tau$ .

При  $T_1 \rightarrow 0$  имеем  $x \rightarrow 0$ , т.е. в этих условиях можно добиться значительного уменьшения амплитуды колебаний.

Данное решение может быть использовано для аналитического описания динамики процесса прерывистого резания (например, строгания), обусловленное соударением двух тел (режущего инструмента и обрабатываемой заготовки) в момент врезания инструмента в обрабатываемый материал.

За счет возбуждения в технологической системе колебаний упругие деформации инструмента в момент врезания увеличиваются в два раза, что может привести к снижению стойкости инструмента, снижению производительности и качества обработки. Используя данное решение, рассмотрим колебания режущего инструмента в направлении, перпендикулярном движению инструмента, т.е. в направлении оси  $y$  (считая, что инструмент движется в направлении оси  $x$ ). Для этого в решении вместо параметра  $x$  будем рассматривать параметр  $y$ .

Проведем анализ колебаний массы  $m$  по закону (11) в связи с изменением толщины среза. Силу  $P_0$  условно представим в виде:  $P_0 = P_{y0} - \bar{P}_y$ , где

$$P_{y0} = \frac{P_{z0}}{K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot b \cdot a}{K_{рез}}; \quad \bar{P}_y = \frac{\sigma \cdot b \cdot y}{K_{рез}}; \quad a, b - \text{толщина и ширина среза, м; } \sigma - \text{условное напряжение резания, Н/м}^2.$$

Уравнение (11) примет вид:

$$m \cdot \ddot{y} + \bar{c} \cdot \dot{y} = P_{y0}, \quad (14)$$

$$\text{где } \bar{c} = c + \frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}}.$$

Решение уравнения (14) имеет вид, аналогичный (12):

$$y = \bar{y}_{cm} \cdot (1 - \cos \bar{k} \tau), \quad (15)$$

$$\text{где } \bar{y}_{cm} = \frac{P_{y0}}{\bar{c}}; \quad \bar{k} = \sqrt{\frac{c + \frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}}}{m}} - \text{собственная частота системы.}$$

Увеличение жесткости системы  $c$  на величину  $\sigma \cdot b / K_{рез}$  ведет к увеличе-

нию собственной частоты системы  $\bar{k}$ . Следовательно, в процессе резания жесткость  $\bar{c}$  и частота  $\bar{k}$  зависят от условий обработки. Например, по мере затупления инструмента, т.е. с увеличением соотношения  $\sigma/K_{рез}$  жесткость  $\bar{c}$  и частота  $\bar{k}$  увеличиваются. Величина  $\bar{y}_{cm}$  определится:

$$\bar{y}_{cm} = \frac{a}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot b}\right)}. \quad (16)$$

Чем меньше  $a, b, \sigma/K_{рез}$  и больше  $c$ , тем меньше  $\bar{y}_{cm}$ . При заданных значениях  $a, b, c$  уменьшить  $\bar{y}_{cm}$  и соответственно  $y$  можно уменьшением соотношения  $\sigma/K_{рез}$  (повышением режущей способности инструмента).

При определенных условиях возможен случай  $y > a$ , т.е. инструмент будет выходить из контакта с обрабатываемым материалом.

**Колебания при шлифовании прерывистых поверхностей.** Прерывистое резание является наиболее сложным и в то же время наименее изученным вопросом в теории обработки металлов резанием. Многочисленные исследования, проведенные с целью выявления основных закономерностей процесса и в первую очередь объяснения низкой работоспособности инструмента, привели к противоречивым результатам. В одних случаях специалисты считают основным фактором, влияющим на показатели процесса, механический удар инструмента с деталью во время врезания, в других случаях предпочтение отдается тепловым и адгезионным явлениям, сопровождающим процесс обработки.

Обработка прерывистых поверхностей характеризуется периодическим кратковременным взаимодействием инструмента и детали. В отличие от установившегося процесса резания, при котором технологическая система находится в статическом равновесии, неустановившийся процесс обладает дисбалансом подводимой и расходуемой энергии. Как известно, часть энергии идет на пластические деформации обрабатываемого металла и отделение стружки, т.е. на процесс резания, а часть энергии расходуется на упругие деформации элементов технологической системы. Так, при установившемся процессе резания соотношение этих энергий во времени устанавливается и практически остается неизменным, а в случае прерывистого резания, когда взаимодействие сопровождается механическим ударом, это соотношение не постоянно на протяжении времени контакта.

В момент врезания значительная часть энергии затрачивается на деформацию элементов технологической системы. Через некоторое время процесс устанавливается и в принципе ничем не отличается от обычного резания. Поэтому основная особенность обработки прерывистых поверхностей заключена в начальной стадии взаимодействия инструмента с деталью.

Ударное воздействие характеризуется приложением большой по величине энергии за малые промежутки времени. Применительно к шлифованию прерывистых поверхностей это означает, что величина импульса силы определяется относительными линейными скоростями шлифовального круга и детали. В свя-

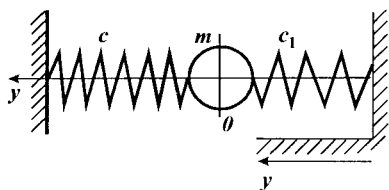


Рис. 4. Расчетная схема колебаний элементов технологической системы.

является основным показателем, характеризующим физическую сторону процесса шлифования прерывистых поверхностей, что предопределяет необходимость исследования ударного взаимодействия круга с обрабатываемым элементом детали.

Для этого рассмотрим следующую расчетную схему (рис. 4), в которой шлифовальный круг представлен сосредоточенной массой  $m$ , связанной с неподвижной опорой посредством пружины жесткостью  $c$  (где  $c$  - приведенная жесткость технологической системы). Характер взаимодействия обрабатываемого элемента детали с кругом (внедрение элемента в рабочую поверхность круга) учитывается жесткостью  $c_1$ , определяющей местные деформации рабочей поверхности круга. Система “детали” принимается абсолютно жесткой, движущейся в горизонтальном направлении по известному закону, описываемому законом изменения параметра  $\bar{y}$ . Закон изменения параметра  $\bar{y}$  может быть установлен, исходя из расчетной схемы, приведенной на рис. 5.

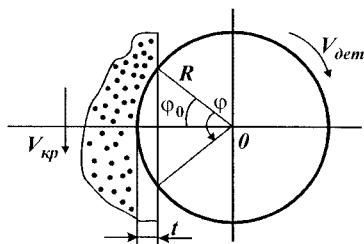


Рис. 5. Расчетная схема формы импульса силы ударного взаимодействия обрабатываемого элемента с кругом.

$$\bar{y} = t - [R - R \cdot \cos(\varphi_0 - \varphi)] = t - R \cdot 2 \sin^2 \frac{(\varphi_0 - \varphi)}{2} \approx t - \frac{R}{2} \cdot (\varphi_0 - \varphi)^2, \quad (17)$$

где  $t$  - глубина шлифования, м;  $R$  - радиус обрабатываемой детали, м;  $\varphi_0$  - угол контакта круга с деталью;  $\varphi$  - текущее значение угла  $\varphi_0$ .

Углы  $\varphi_0$  и  $\varphi$ , исходя из приведенной на рис. 4 расчетной схемы, определяются:

$$\varphi_0 = \sqrt{\frac{2t}{R}}, \quad \varphi = \frac{V_{dem}}{R} \cdot \tau, \quad (18)$$

где  $V_{dem}$  - скорость детали, м/с;  $\tau$  - текущее время, с.

Как следует из зависимости (17), координата  $\bar{y}$  связана с параметром  $\varphi$  по квадратичному закону, что сопоставимо с законом синусоиды:  $y = t \cdot \sin \frac{\pi \tau}{T}$ , где

$T$  - период контакта обрабатываемого элемента с кругом, с. Поэтому для упрощения расчетов с достаточной для практики точностью закон (17) может быть представлен в виде синусоиды, графически показанной на рис. 6.

Используя принципы составления дифференциального уравнения колебаний сосредоточенной массы, имеем

$$c_1 \cdot (\bar{y} - y) - c \cdot y = m \cdot \ddot{y} \quad \text{или} \quad \ddot{y} + k^2 \cdot y = k_1^2 \cdot t \cdot \sin \frac{\pi \tau}{T}, \quad (19)$$

где  $y$  - перемещение массы  $m$ , м;  $(c + c_1) / m = k^2$  и  $c / m = k_1^2$ .

Для решения полученного дифференциального уравнения применим операционное исчисление и примем нулевые начальные условия:

$$y = \frac{1}{k} \cdot \int_0^T k_1^2 \cdot t \cdot \sin \frac{\pi \tau_1}{T} \cdot \sin k(\tau - \tau_1) \cdot d\tau_1 = \\ = \frac{k_1^2 \cdot t}{k \cdot \left( \frac{\pi^2}{T^2} - k^2 \right)} \cdot \sqrt{\frac{\pi^2}{T^2} \cdot \sin^2 kT + \left( \frac{\pi}{T} \cdot \cos kT - k \right)^2} \cdot \sin(k\tau + \alpha). \quad (20)$$

Полученная зависимость (20) позволяет сделать важный вывод, связанный с тем, что в начальный момент контакта обрабатываемого элемента детали с кругом происходит запаздывание перемещения массы  $m$  от действия импульса силы. Об этом свидетельствует присутствие в зависимости (20) множителя  $\sin(k\tau + \alpha)$ . В силу инерционности системы масса  $m$  не успевает среагировать на импульс силы и получить перемещение, соответствующее статическому значению этой силы, т.е. шлифование в начальный период контакта происходит практически без перемещения. Технологическая система в этом случае приобретает как бы свойства, эквивалентные большей приведенной жесткости, что приводит к более глубокому проникновению передней части обрабатываемого элемента детали в рабочую поверхность круга. С одной стороны, это позволяет увеличить интенсивность съема обрабатываемого материала, с другой стороны, это приводит к возможности врезания обрабатываемого элемента в связку круга, ее интенсивному разрушению и повышенному износу круга. В этом случае обрабатываемый элемент, по сути, выполняет роль правящего инструмента, т.е. не круг обрабатывает деталь, а деталь обрабатывает круг. Этим, собственно, и предопределяется чрезвычайно высокий износ круга при шлифовании деталей с прерывистыми поверхностями.

Для оценки интенсивности ударного взаимодействия круга с обрабатываемой деталью обратимся к зависимости (20), принимая в ней  $\sin(k\tau + \alpha) = 1$  и устанавливая максимальное значение перемещения  $y_{max}$ :

$$y_{max} = \frac{k_1^2 \cdot t}{k \cdot \left( \frac{\pi}{T} - k \right)} \cdot \sqrt{1 + \frac{2 \cdot \frac{\pi}{T} \cdot k \cdot \cos kT}{\left( \frac{\pi}{T} - k \right)^2}}. \quad (21)$$

Анализируя зависимость (21), видим, что при условии  $\pi / T = k$  в техноло-

гической системе наступает резонанс. Это свидетельствует о том, что с увеличением скорости вращения детали (что соответствует уменьшению периода контакта круга с обрабатываемым элементом детали  $T$ ) перемещение  $y_{max}$  неограниченно увеличивается и технологическая система переходит в неустойчивое состояние, управлять которым чрезвычайно сложно. Таким образом, увеличение скорости детали, во-первых, увеличивает время запаздывания в момент удара и увеличивает износ круга, во-вторых, приводит технологическую систему в более неустойчивое состояние. Следовательно, для нормального функционирования процесса шлифования (с точки зрения динамической устойчивости процесса и силового воздействия на круг) скорость детали следует уменьшать.

Заслуживает внимания анализ влияния жесткости  $c_1$  (выраженной через  $k_1$ ) на величину  $y_{max}$ . Как следует из зависимости (21), с увеличением  $c_1$  параметр  $y_{max}$  увеличивается, а следовательно уменьшается слой связки, который может быть удален (срезан) обрабатываемым элементом детали. В связи с этим представляется целесообразным применение высокопрочных (металлических) связок для алмазных кругов, которые обеспечат в условиях ударного характера взаимодействия детали с кругом снижение его износа, т.к. в этом случае удар будет восприниматься не связкой, а всей рабочей поверхностью круга и в первую очередь режущими зернами. При таких условиях обработки технологическая система успеет среагировать на импульс силы и получить перемещения, достаточные для беспрепятственного перемещения обрабатываемого элемента в слое зерен круга, не касаясь связки.

Исходя из установленного механизма взаимодействия круга с деталью, можно предложить некоторые пути повышения эффективности шлифования прерывистых поверхностей. Во-первых, это применение кругов на высокопрочных металлических связках, обеспечивающих значительную высоту выступания зерен над уровнем связки. Увеличение высоты позволит увеличить время движения обрабатываемого элемента до уровня связки, а следовательно, увеличить перемещения в технологической системе в начальный момент удара и в определенной степени рассеять энергию удара, т.е. как бы перевести весьма неблагоприятные условия обработки прерывистых поверхностей в более приемлемые условия шлифования сплошных поверхностей. Кроме того, увеличение высоты выступания зерен над уровнем связки позволит интенсифицировать линейный съем материала и приведет к уменьшению во времени координаты  $\bar{y}$  (т.е. в этом случае появляется возможность съема материала до того момента, когда он подойдет к уровню связки круга).

Вторым важным условием управления процессом шлифования является установление вполне однозначного соотношения между скоростью детали, скоростью круга и глубиной шлифования, при котором весь подводимый в зону резания материал будет полностью срезан режущими зернами, не доходя до уровня связки. Это обеспечит исключение ударного характера взаимодействия и снижение износа круга. Вполне очевидно, что управлять таким процессом в условиях относительно высоких скоростей детали весьма затруднено, поскольку даже небольшое отклонение какого-либо параметра (например, высоты вы-



ступания зерен над уровнем связки круга и т.д.) от заданного значения приведет к несоблюдению указанного выше условия и повышению износа круга. Исходя из этого, можно сделать вывод о целесообразности ведения процесса шлифования прерывистой поверхности в условиях относительно небольших скоростей вращения детали, применяя при этом новые соотношения параметров режима шлифования.

Используя полученную зависимость (21), может быть предложен еще один путь повышения эффективности шлифования прерывистых поверхностей, связанный с установлением глубины шлифования, не превышающей максимальной высоты выступания зерен над уровнем связки круга. В этом случае, очевидно, обрабатываемый элемент не должен касаться связки круга, т.е. съём материала должен происходить в слое зерен выше уровня связки. Однако, учитывая, что в условиях применения весьма небольших глубин шлифования имеет место многопроходность съёма припуска (21), т.е. полный съём подводимого в зону резания материала происходит не на первом, а на последующих проходах, фактическая глубина шлифования может значительно (в 10 и более раз) превышать номинальную (установленную по лимбу станка) глубину шлифования. Следовательно, предложенный путь интенсификации шлифования менее эффективен по сравнению со вторым.

Таким образом, на основе математического моделирования процесса показано, что наиболее эффективным путем повышения работоспособности круга, работающего в условиях периодического ударного взаимодействия с обрабатываемыми элементами детали, является применение принципиально новых (отличных от традиционных) соотношений параметров режимов шлифования: глубины шлифования, скоростей детали и круга, обеспечивающих полный съём подводимого в зону резания материала на уровне, не превышающем уровня связки.

Необходимо отметить, что условия шлифования прерывистых поверхностей существенно отличаются от условий прерывистого шлифования [4], когда прерывистость контакта круга с деталью позволяет повысить технико-экономические показатели обработки. Эффект в этом случае достигается за счет периодического прерывания контакта и устранения явления теплового насыщения поверхностных слоев обрабатываемой детали, т.е. за счет снижения температуры резания и повышения качества обработки. Реализация условий прерывистого шлифования также предполагает образование на профиле рабочего выступа круга определенного угла атаки к плоскости резания, который способствует более плавному входу зерен в материал, послойному его удалению и основное – рассеиванию энергии удара в момент врезания. Иными словами, при прерывистом шлифовании (за счет самооформления профиля рабочего выступа круга) удар в начальный момент контакта круга с деталью практически отсутствует и износ круга в основном подчиняется закономерностям обычного шлифования сплошных поверхностей. В условиях же шлифования прерывистых поверхностей самоуправление процессом не происходит и поэтому задача повышения эффективности обработки требует иного подхода к управлению процессом шлифования. Как отмечалось выше, для эффективного

ведения процесса шлифования в таких условиях необходимо строго регламентировать глубину внедрения обрабатываемого элемента детали в рабочую поверхность круга, не допуская пересечения траекторией движения вершины обрабатываемого элемента уровня связки и ее интенсивного разрушения. Обрабатываемый материал должен быть полностью удален на определенном уровне высоты рельефа круга, обусловленном прочностными свойствами зерен, связки и обрабатываемого материала.

#### **Список литературы**

1. Маталин А.А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов. –М. Л.: Машиностроение, 1970. –315с.
2. Маталин А.А. Технология машиностроения: Учебник. – Л.: Машиностроение, Ленинград. отд-ние, 1985. – 496 с.
3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.7. “Точность обработки деталей машин ” – Одесса: ОНПУ, 2004. – 546 с.
4. Якимов А.В., Паршаков А.Н. и др. Управление процессом шлифования. – К.: Техніка, 1983. – 182 с.

#### **Анотація**

#### **Оцінка впливу коливань у технологічній системі на параметри механічної обробки**

*У роботі приведені результати теоретичних досліджень параметрів механічної обробки з урахуванням коливань у технологічній системі.*

#### **Abstract**

#### **Estimation of influence of fluctuations in technological system on parameters of machining**

*In work results of theoretical researches of parameters of machining are resulted in view of fluctuations in technological system.*

## ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ПОСЛЕ ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИХ МЕТОДОВ ОБРАБОТКИ

Проволоцкий А.Е., докт. техн. наук, Негруб С.Л.  
(Национальная Металлургическая академия Украины)

*В работе приведены результаты исследований финишной обработки деталей после электрофизических методов обработки.*

В настоящее время в машиностроении используются электрофизические методы обработки поверхностей деталей. Эти методы делятся на две группы по признаку работы электрода - электроэрозионная размерная обработка и электроискровое легирование. Обработка ведется в зависимости от выбранной схемы обработки или с растворением металла заготовки или с нанесением расплавленного материала электрода на поверхность заготовки. В этих двух случаях происходит образование поверхности заготовки с разным ее качеством.

В первом случае происходит растворение металла, переупрочнение поверхностного слоя с образованием «белого слоя», который сложен для дальнейшей механической обработки.

Во втором случае происходит нанесение расплавленного материала на поверхность заготовки под воздействием электрического тока высокой плотности, а, следовательно, наносится неравномерно, при контакте расплавленного материала с окружающей средой происходит его окисление, образуются окислы, шлам, переупрочненные выступы. Таким образом, поверхность уже после первого прохода кажется полностью покрытой требуемым материалом. Однако, при очистке поверхности от загрязнений, оказывается, что сплошность покрытия значительно ниже требуемой. Возникает необходимость совершать дополнительные проходы для заполнения образовавшихся пропусков.

В свете изложенного, возникает вопрос о способе финишной обработки, который бы позволил проводить эффективную подготовку, очистку, доводку поверхностей на разных этапах обработки поверхностей электрофизическими методами.

Анализ источников [1-2] показал, что известны способы обработки таких поверхностей методом гидроабразивной обработки. Недостатками таких методов являются:

1. Зернистость абразивных частиц не регламентирована.
2. Выбор режимов резания может обеспечивать не только очистку поверхности от загрязнений, но и частично снимать нанесенный слой покрытия.
3. Абразивные частицы, попадающие в промежуток между двумя каплями металла, могут измельчаться о переупрочненные выступы микрорельефа поверхности и уже не осуществляют полезной работы.
4. Большой расход рабочей жидкости.

5. Из-за несоответствие зернистости абразивных частиц и их материала физико - механическим свойствам металла ухудшают качество поверхности путем повышения шероховатости поверхности после достижения заготовки абразивные частицы работают с низкой эффективностью.
6. Необходимость использования дополнительного вентиляционного оборудования.
7. Из-за наличия в рабочей жидкости абразивных частиц определенного диапазона, на поверхность наносятся риски, которые ухудшают качество поверхности путем повышения шероховатости поверхности после достижения необходимого уровня.
8. Не указанное время влияния жидкости на поверхность.
9. Каждый из рассмотренных способов можно применять только для одной из схем обработки.

Авторами предложен способ финишной обработки, который позволяет вести эффективную обработку поверхностей перед обработкой для получения качественного покрытия, во время обработки, когда необходимо качественно удалять переупрочненные выступы микрорельефа поверхности, шлам, окислы и другие загрязнения с целью открыть чистый металл и нанести на него новый слой. Также применение этого способа после электроэрозионной размерной обработки позволяет удалить «белый слой» перед дальнейшей механической обработкой в случае необходимости.

Поставленная задача решается тем, что во время выбора инструмента следует учитывать обрабатываемый материал и состояние поверхности полученной после электроискрового легирования или электроэрозионного размерного формообразования. Свойства инструмента обеспечат удаление «белого слоя» с поверхности после электроэрозионного размерного формообразования благодаря своей способности деформироваться в заданных границах, что позволяет вести гибкое управление параметрами процесса и достигать высокой производительности обработки.

Благодаря универсальности инструмента не нужно применять дорогостоящее оборудование, возможно использование обычных универсальных станков, ручных шлифмашин или несложных устройств, которые позволяют закреплять инструмент в нужных комбинациях и др. В случае применения электроэрозионного многопроходного и однопроходного легирования для улучшения визуального контроля предлагается использовать такой инструмент с целью удаления наслоений окислительных пленок и шлака, что образовался во время обработки. Свойства инструмента позволяют подобрать не только зернистость абразивных частиц, но и размеры рабочих волокон инструмента для лучшего проникновения между впадинами и удаления из них шлака. Таким образом, достигается лучшее проникновение материала электрода во впадину при втором проходе, улучшается схватываемость материала электрода и основы.

В случае подготовки поверхности под восстановление методом электроэрозионного легирования необходимо провести детальный входной контроль детали, которая находилась в эксплуатации и удалить из нее продукты окисле-

ния, грязи и др. Инструмент, что нужно избрать для этой операции должен иметь такие свойства, чтобы не привносилось ухудшение состояния поверхности. Для этой цели хорошо подходит эластичный полимер - абразивный инструмент, чьи волокна хорошо проникают во все тяжело доступные места профильных поверхностей и хорошо очищают их даже на большой глубине. Все, высшее изложенное справедливо для плоских, внешних и внутренних цилиндрических та сложнопрофильных деталей.

Использование именно эластичного полимер - абразивного инструмента позволяет гибко руководить параметрами процесса, повысить качество удаления загрязнений и другое за счет эластичного полимер - абразивного волокна, которое способно деформироваться и принимать форму поверхности, что обрабатывается. Волокно способно работать торцами и внешней цилиндрической поверхностью, что влияет на эффективность и интенсивность обработки.

Если использовать предложенный способ при обработке деталей, которые обрабатываются методом электроэрозионного размерного формообразования, то после собственно самого формообразования известными способами возникает необходимость улучшить качество полученной поверхности путем применения финишной доводки с целью уменьшения шероховатость поверхности. При использовании эластичного полимер - абразивного инструмента в качестве финишного инструмента необходимо выполнить правильный выбор его параметров и назначить режимы обработки. Волокна инструмента работают торцами волокон, что содержат в себе абразивные частицы назначенной зернистости расположенные равномерно по всему сечению волокна [3] или при необходимости и внешней цилиндрической поверхностью. При наличии начальной деформации волокна инструмента, его абразивная способность повышается и дает возможность выполнять обработку быстрее. При обработке сложнопрофильных поверхностей инструмент подбирают таким образом, чтобы он повторял форму поверхности после начальной деформации. Волокна заполняют собой все пустоты и позволяют одновременно обрабатывать несколько участков поверхности. Таким образом, инструмент осуществляет удаление с поверхности дефектного слоя, известного как «белый слой».

Если использовать предложенный способ при обработке деталей, которые обрабатываются методом электроэрозионного легирования, то необходимость в использовании указанного инструмента возникает как до, так и после обработки. Перед электроискровым легированием во время восстановления поверхностей деталей их нужно очистить от продуктов, которые образовались во время эксплуатации детали: ржавчины, масла и др.

#### Список литературы

1. Nachbearbeitung Senrervdeirver Oberflächen //VDI z: Integr. Prod. – 1997 – 139, №1-2 –с. 12. – Нем. Место хранен. ГПНТБ России.
2. А.С. СССР 1653921. М.Кл.<sup>3</sup> В23 Н 9/00, В 24 С 1/00.
3. Патент №36833А, Украина, В24D17/00. Абразивное волокно/ Проволоцкий А.Е., Негруб С.Л. - 2000020807. – заявлено 15.02.2000; Оpubл. 16.04.2001. - Бюл. №3. 4 с.

## **Анотація**

### **Підвищення ефективності фінішної обробки деталей після електрофізических методів обробки**

*У роботі приведені результати досліджень фінішної обробки деталей після електрофізических методів обробки.*

## **Abstract**

### **Increase of efficiency of finishing processing of details after electrophysical methods of processing**

*In work results of researches of finishing processing of details after electrophysical methods of processing are resulted.*

## ИССЛЕДОВАНИЕ КАЧЕСТВА ЗАКЛЕПОЧНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Чистяк В.Г., канд. техн. наук

*(Харьковский национальный экономический университет)*

*Приведены результаты экспериментальных исследований радиальных натягов и характера их распределения в заклепочных соединениях, выполненных различными способами клепки.*

Заклепочные соединения в планерах современных самолетов продолжают занимать лидирующее место среди неразъемных соединений, несмотря на применение новых конструкционных материалов, на возрастающие требования к ресурсу и герметичности, к точности обводов внешних поверхностей и т.п. Наиболее эффективным и экономичным средством повышения ресурса и герметичности и, вместе с тем, общепризнанным в практике авиастроения критерием качества заклепочных соединений, является радиальный натяг, в частности, оптимальность его величины и равномерность распределения по толщине пакета соединяемых деталей [1 – 3].

Известны и применяются различные технические и технологические мероприятия и приемы, позволяющие управлять как величиной, так и распределением радиальных натягов в пакете: клепка с образованием потайной замыкающей головки (ПЗГ), клепка повышенным давлением (КПД), применением универсальных заклепок-стержней, различных конструкций специальных заклепок с пластически деформируемыми закладными головками (заклепки с компенсаторами) и т.п.

В условиях стапельной сборки, сборки в приспособлениях (30...40% общего количества заклепочных соединений), где возможности прессовой и автоматической клепки себя исчерпывают, может вызвать определенный интерес импульсная клепка. Такая клепка рассматривается как альтернатива ручной клепке пневматическими многоударными молотками, так как способствует улучшению условий труда, снижению уровня профзаболеваний клепальщиков, не требует высокой их квалификации, обеспечивает повышение производительности труда, а также высокое и стабильное качество соединений /4,5/.

Целью работы явились исследования величины и характера распределения радиальных натягов в потайных и непотайных заклепочных соединениях, выполненных импульсной клепкой, а также сравнение результатов с традиционными многоударной и прессовой клепкой.

Для исследований применялись заклепки  $d = 4$  мм, материал В65. Толщина пакета  $S = d = 4$  мм, материал деталей – сплав Д16Т. Образцы закреплялись по периметру на жестком каркасе. Клепка выполнялась импульсными пневматическими молотками МПИ-90 с обжимкой массой  $m_0 = 0,16$  кг и радиусом полусферической лунки  $R_{C\Phi} = d = 4$  мм и многоударными КМП-23 молотками, применяя характерный при стапельной сборке обратный метод клепки. Для сравнения клепались также аналогичные образцы на прессе КП-204М.

Отверстия в пакетах выполнялись сверлом-разверткой  $\varnothing 4,05H9$  с последующим зенкованием потайных гнезд. Припуск стержня для замыкающей головки был равным 5 мм. Оценивалось качество соединений по средним значениям измерений не менее 20-ти заклепок.

Исследовались величина радиального натяга и характер его распределения в цилиндрической части отверстия пакета, а также в конических гнездах для потайных соединений.

При исследовании влияния на величину и на характер распределения радиального натяга масс поддержек для непотайных соединений применялись поддержки массой  $m_n=0,7$  и 25 кг. В целях уменьшения дополнительного влияния пластических деформаций закладных головок применялись поддержки с лунками по форме головок, ограничивающими деформации последних в процессе клепки. Было установлено, что при степенях осадки замыкающих головок заклепок близких к номинальным ( $\bar{D}_{з.г.} \approx 6,35...6,38$  мм), и при незначительных осадках закладных головок ( $\bar{\alpha}_n < 0,02$  мм) средняя величина радиальных

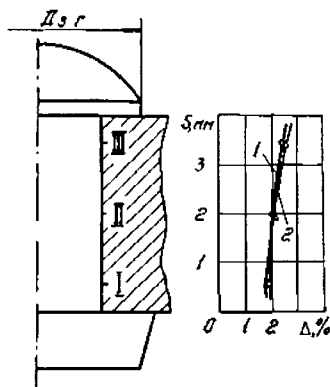


Рис.1. Влияние массы поддержки на распределение радиального натяга в непотайных соединениях, выполненных импульсной клепкой.

не установлено, то при экспериментах применялись поддержки массой  $m_n=2...2,5$  кг, приемлемой по условиям труда клепальщиков и рекомендуемой производственными инструкциями.

Анализ результатов, представленных на рис. 2 и 3, показывает, что импульсная клепка обеспечивает повышение радиального натяга для непотайных заклепок в 2...4 раза, а для потайных соединений, – до 2,5 раз по сравнению с многоударной (обратным методом) и прессовой клепкой.

Применение при импульсной клепке непотайными заклепками поддержки с лункой, ограничивающей деформирование закладной головки, снижает величину радиального натяга в ее области в 1,5 раза по сравнению с натягом в об-

напрягов в пакетах для исследуемых случаев сохраняется в пределах  $\bar{\Delta} \approx 2...2,1\%$  (рис.1). Наблюдалось незначительное увеличение натяга в области закладных головок при клепке с минимальной массой поддержки ( $m_n=0,7$  кг,  $n = \frac{m_n}{m_0} = 4,4$ ).

Однако, расхождение в натягах при клепке поддержками, с отличающимися более чем в 30 раз их массами ( $m_n=0,7$ кг – кривая 1 и  $m_n=25$ кг – кривая 2, рис.1), незначительно, и практического интереса не представляет.

Так как существенного влияния изменяемой в широких пределах массы поддержки на величину натяга



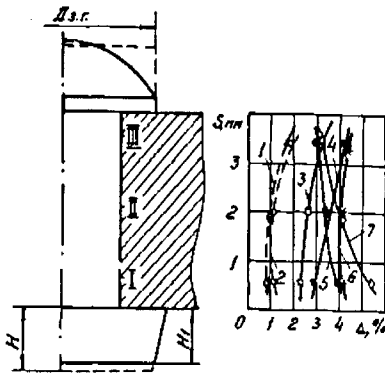


Рис. 2. Распределение радиального натяга в непотайных соединениях, выполненных: 1 – многоударной клепкой  $D_{з.г.}=6,4$  мм; 2 – прессовой  $D_{з.г.}=6,44$  мм; 3 и 4 – импульсной (поддержка с лункой под закладную головку)  $D_{з.г.}=6,45$  мм и  $D_{з.г.}=6,56$  мм; 5, 6 и 7 – импульсной клепкой, соответственно:  $D_{з.г.}=6,43$  мм,  $D_{з.г.}=6,59$  мм и  $D_{з.г.}=6,8$  мм.

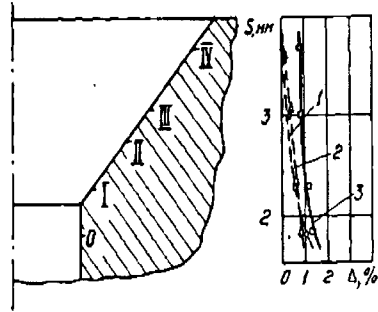


Рис.3. Распределение радиального натяга в области потайного гнезда для соединений, выполненных: многоударной клепкой ( $D_{з.г.}=6,38$  мм) – 1; прессовой клепкой ( $D_{з.г.}=6,3$  мм) – 2; импульсной клепкой ( $D_{з.г.}=6,34$  мм) – 3.

ласти замыкающей головки (рис. 3, кривые 3 и 4). Клепка с поддержкой, содержащей гладкую рабочую поверхность, при образовании полукруглых замыкающих головок, очевидно, за счет повышения технологического усилия их стесненного деформирования сопровождается значительной деформацией закладных головок (допускается до  $\alpha_n=0,1d$ ).

Благодаря этому повышается радиальный натяг в области закладных головок, улучшается равномерность его распределения в пакете (рис.3, кривые 5 и 6).

Убедительно иллюстрируют влияние деформации закладной головки заклепки на распределение радиального натяга графики (рис.4), построенные по результатам исследований импульсной клепки непотайными заклепками и соответствующими стержнями  $\varnothing 4$  мм (не содержащими закладных головок). При клепке

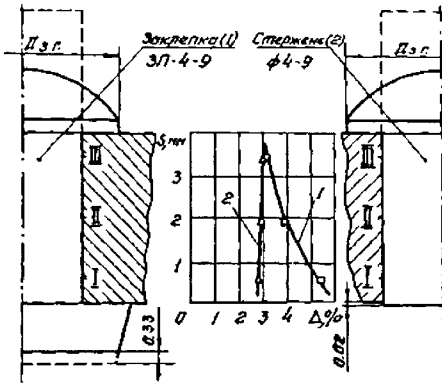


Рис.4. Влияние деформации закладной головки заклепки на распределение радиального натяга при импульсной клепке ( $m_n=2,5$  кг,  $D_{з.г.}=6,8$  мм).

применялась поддержка с плоской рабочей поверхностью ( $m_n=2,5\text{кг}$ ), форма замыкающей головки – полукруглая ( $D_{з.з.}=6,8\text{мм}$ ). Из графиков видно, что импульсная клепка обеспечивает практически равномерное распределение натяга для стержня (кривая 2), деформация же закладной головки ( $\bar{\alpha}_n=0,33\text{ мм}$ ) способствует дополнительному росту натяга в ее области на 2,5 %.

Таким образом, на величину и характер распределения радиального натяга, наряду с высокими скоростями течения стержня заклепки, определяющее влияние оказывает пластическая деформация ее закладной головки. Это подтверждает правильность направления совершенствования соединений внедрением в сборочное производство конструкций высокоресурсных заклепок с пластически деформируемыми компенсаторами.

#### Список литературы

1. Технология самолетостроения: Учебник для авиационных вузов. /А.Л. Абибов, Н.М. Бирюков, В.В. Бойцов и др. Под ред. А.Л. Абибова. – 2-е изд. Перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1982. – 551с.
2. Технология выполнения высокоресурсных заклепочных и болтовых соединений в конструкциях самолетов. /А.И. Ярковец, О.С. Сироткин, В.А. Фирсов, Н.М. Киселев. – М.: Машиностроение, 1987. – 192с.
3. Вигдорчик С.А. Конструктивно-технологические пути увеличения усталостного ресурса самолетов. М.: МАИ. 1980. – 64с.
4. Чистяк В.Г., Савченко Н.Ф. Клепаные соединения и перспективы импульсных технологий их выполнения // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. – Вісник інженерної академії України. 2-га Міжнародна науково-технічна конференція – Харьков. – С. 240 – 244.
5. Чистяк В.Г. Особенности механизма образования соединений при импульсной клепке // Научный производственно-практический сборник по техническим и естественным наукам. Выпуск 5. – Одесса. – 2001.

#### Анотація

#### Дослідження якості заклепувальних з'єднань

*Наведені результати експериментальних досліджень радіальних натягів та характеру їх розподілу в заклепувальних з'єднаннях, що виконуються різними способами клепки.*

#### Abstract

#### Research of quality of connections

*Results of experimental researches of radial tightnesses and character of their distribution in the connections executed in the various ways of clamping are resulted.*

## ВЛИЯНИЕ РАЗЛИЧНЫХ ОКИСЛОВ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ТРЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ДВИГАТЕЛЕЙ

Олейник А.К.

(ГП «Завод им. Малышева»)

*В настоящей работе исследовано влияние различных окислов ( $Al_2O_3$ ,  $SiO_2$ ,  $MgO$ ) на характеристики трения материалов сопряжения гильза - поршневое кольцо тепловозных дизелей типа Д100 и Д80.*

Целью настоящей работы является изучение влияния различных окислов, добавленных в смазочное моторное масло на изменение значений коэффициента трения и нагрузки задирособразования сопряжения: гильза – поршневое кольцо тепловозного дизельного двигателя. Потери на трение в цилиндро – поршневой группе двигателей внутреннего сгорания (ДВС) во многом определяют их экономичность, а задиростойкость – нагрузочную способность и надежность работы в эксплуатации. В процессе работы ДВС в моторном масле накапливаются твердые частицы продуктов изнашивания, неполного сгорания топлива и смазки, а также дорожной пыли, попадающей в цилиндры с воздухом. Высокодисперсная часть примесей может оказывать положительное влияние на антифрикционные и противоизносные характеристики масел в некотором определенном интервале концентраций [1, 2].

Как показано в работах С.В. Венцеля и др. [1, 3] существует несколько механизмов такого положительного влияния. Это повышение эффективной вязкости в тонких слоях смазочной пленки, микрополировка поверхностей трения, улучшение противоизносных и антиокислительных свойств масел. Избыточное содержание свободной поверхностной энергии ультрадисперсных частиц обуславливает возможность их участия в формировании вторичных защитных структур поверхностей трения [4].

Формирование защитных диссипативных структур поверхностей трения происходит с участием элементов окружающей среды и является проявлением эффекта самоорганизации [5] при трении в неравновесных условиях фазовых переходов, для начала которых требуется дополнительный подвод энергии или соответствующая «энтропийная накачка» [6, 7] при воздействии на систему по крайней мере двух независимых процессов. Включение дисперсных частиц в образующиеся слои рабочей поверхности повышает общее содержание энтропии, что может в соответствующих условиях трения способствовать возникновению неравновесных состояний и формированию диссипативных защитных структур. Очевидно, ультрадисперсные частицы могут стабилизировать эти структуры, а также влиять на их свойства.

В последнее время наметилась тенденция специального введения дисперсных частиц в смазочные материалы для улучшения их триботехнических характеристик и свойств образующихся вторичных защитных структур [8]. Все большее применение находят различные добавки к смазочным материалам для

улучшения показателей трения и износа деталей машин и механизмов. Использование таких добавок позволяет, в ряде случаев, существенно уменьшить потери на трение и изнашивание сопрягаемых поверхностей, а также восстанавливать размеры изношенных деталей в процессе штатной эксплуатации [8]. Наиболее перспективными в этом плане являются, так называемые, геомодификаторы трения (ГМТ), приготовленные на основе природных минералов (в основном, серпентинитов). К этому классу добавок следует отнести (по характеру действия) ультрадисперсные алмазы, получаемые путем детонационного синтеза [9].

Основными компонентами ГМТ являются различные окислы.

В настоящей работе исследовано влияние различных окислов ( $Al_2O_3$ ,  $SiO_2$ ,  $MgO$ ) на характеристики трения материалов сопряжения гильза - поршневое кольцо тепловозных дизелей типа Д100 и Д80. Испытывали серый легированный чугун СЧХНМД в виде «дисков» диаметром 50 мм в паре с образцами серых поршневых колец с электролитическим хромовым покрытием. Испытания проводили на машине 2070СМТ-1 при ступенчатом нагружении в диапазоне общих нагрузок 0,2-1,0 кН. Смазывание осуществляли дизельным моторным маслом М14В<sub>2</sub> путем однократной смазки образцов перед началом испытаний. Окислы в высокодисперсном состоянии вводили в смазку в количестве 0,1% (вес). Нагружения проводили до резкого возрастания момента трения и начала задирообразований. Результаты испытаний представлены в таблицах 1 и 2.

Таблица 1

Влияние различных окислов на коэффициент трения ( $f_{мп.}$ ) пары:

гильза – поршневое кольцо

№	Содержание, %			Значение $f_{мп.}$ при нагрузке $P$ , кН						
	$SiO_2$	$Al_2O_3$	$MgO$	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4
1	-	-	-	0,120	0,105	0,093	0,092	0,096		
2	-	-	0,1	0,110	0,105	0,098	0,120			
3	-	0,1	-	0,140	0,120	0,110	0,115	0,112		
4	0,1	-	-	0,130	0,110	0,100	0,105			

Полученные результаты испытаний свидетельствуют, что введение окислов  $Al_2O_3$ ,  $SiO_2$  приводят к повышению коэффициентов трения. При совместном введении окислов  $Al_2O_3$ ,  $SiO_2$  происходит снижение коэффициентов трения до значений, соответствующих коэффициентам трения, полученных при испытаниях чистого масла и даже более низких – при некоторых нагрузках. Дополнительно введение в масло, содержащее окислы  $Al_2O_3$  и  $SiO_2$ , окислов  $MgO$  сопровождается заметным снижением коэффициентов трения до значений меньших, чем полученных при испытаниях масла с добавками окислов  $MgO$ . Выявленные зависимости свидетельствуют о взаимодействии исследованных окислов в зонах фактического контакта при трении, а также о влиянии компонентного состава добавок на это взаимодействие. Введением соответствующих составов в зону трения можно регулировать такие показатели как тепловыделение в контакте, скорость изнашивания и образование вторичных структур, что может быть использовано в процессе приработки и обкатки выпускаемых двигателей.

Таблица 2

Влияние различных составов окислов на коэффициент трения ( $f_{mp}$ ) пары:  
 гильза – поршневое кольцо

№	Содержание, %			Значение $f_{mp}$ при нагрузке $P$ , кН						
	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MgO	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4
1	-	-	-	0,120	0,105	0,093	0,092	0,096		
2	-	0,033	0,067	0,100	0,100	0,103	0,100	0,098	0,093	
3	0,033	-	0,067	0,114	0,097	0,093	0,090	0,096		
4	0,025	0,025	0,050	0,106	0,100	0,100	0,105			
5	-	0,067	0,033	0,110	0,100	0,100	0,095			
6	0,033	0,067	-	0,126	0,105	0,096	0,100	0,094		
7	0,025	0,050	0,025	0,120	0,100	0,090	0,085			
8	0,067	-	0,033	0,104	0,100	0,103	0,102	0,096	0,090	0,089
9	0,067	0,033	-	0,120	0,100	0,093	0,100			
10	0,050	0,025	0,025	0,110	0,100	0,096	0,0102	0,104		
11	0,033	0,033	0,33	0,110	0,105	0,103	0,105			

В связи с неизбежным отклонением размеров и форм деталей при изготовлении, сборке и работе двигателей, в начальные периоды их обкатки происходит макроприработка. Введение ГМТ, а также окислов, способствующих созданию вторичных защитных структур, на этом этапе может привести к стабилизации макроотклонений, что удлиняет период обкатки. На завершающих же этапах обкатки, когда происходит формирование рабочих структур поверхностей трения введение добавок модификаторов может способствовать созданию устойчивых защитных вторичных структур, сокращению периода приработки и снижению величин приработочного износа детали.

Таким образом, рациональное использование соответствующих окислов и ГМТ в различные периоды обкатки двигателя представляется более целесообразным, чем обкатка с однократным введением ГМТ в начальный период. Сочетание периодического использования соответствующих модификаторов трения в эксплуатации с применением их на завершающих стадиях обкатки может способствовать достижению безремонтности выпускаемых дизельных двигателей, что является весьма актуальной задачей в области двигателестроения.

#### Список литературы

1. Венцель С.В. Применение смазочных масел в двигателях внутреннего сгорания. - М.: Химия. 1979 – 240 с.
2. Венцель Е.С., Жалкин С.Г., Даныко Н.И. Улучшение качества и повышение сроков службы нефтяных. – Харьков: УкрГАЗТ, 2003. – 168с.
3. Синха, Сингх. Теоретический анализ влияния присадок в виде твердых частиц на нециклически сдавливаемые пленки//Проблемы трения. Изд-во «Мир». 1983 (105), №1 – с. 76-82.
4. Федорченко И.М., Баранов Н.Г., Бритун В.Ф. Механизм формирования поверхностных пленок при трении без смазки композиционных материалов //Трение и износ. - 1984, (5), №3, С.424 – 430

5. Пригожин И. От существующего к возникающему: Время и сложность в физических науках / Пер с англ. – М.: Едиториал УРСС, 2002. – 288 с.
6. Бершадский Л.И. О самоорганизации и концепциях износостойкости трибосистем//Трение и износ. 1992 (13), №6, -с.1077-1094.
7. Гершман И.С., Буше Н.А., Миронов А.Е., Никифоров В.А. Самоорганизация вторичных структур при трении//Трение и износ. – 2003 (24), №3 – с. 329-334.
8. Войтов В.А., Стадниченко Н.Г., Джус Р.Н., Стадниченко В.Н., Билык А.П. Технологии триботехнического восстановления. Обзор и анализ перспектив//Проблемы трибології.- 2005, № 2 - с. 86-94.
9. Долматов В.Ю. Ультрадисперсные алмазы детонационного синтеза: свойства и применение//Успехи химии.- 2001 (70), №7 – с. 686-708.
10. Тененбаум М.М. Соппротивление абразивному изнашиванию. – М.: Машиностроение, 1976, 271с.

### **Анотація**

#### **Вплив різних окислів на характеристики тертя деталей двигунів**

*В роботі вивчено вплив різних окислів ( $Al_2O_3$ ,  $SiO_2$ ,  $MgO$ ) на показники тертя матеріалів деталей дизельних двигунів.*

### **Abstract**

#### **Influence of various oxides on characteristics of friction of details of engines**

*In the present work the influence of various oxides ( $Al_2O_3$ ,  $SiO_2$ ,  $MgO$ ) on the characteristics of pairs friction of materials of diesel engines is investigated.*

## ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ НАПРЯЖЕННОСТЬ НА ПОВЕРХНОСТИ ИЗОЛИРОВАННОЙ СЕКТОРНОЙ ТОКОПРОВОДЯЩЕЙ ЖИЛЫ, ПОМЕЩЕННОЙ В ОБЛАСТЬ ИОНИЗИРОВАННОГО ГАЗА

Золотарёв В.М., канд. техн. наук  
(ЗАО «Завод «Южкабель»)

*Исследованы физические процессы и распределение напряженности электрического поля на внешней поверхности изолированной токопроводящей секторной жилы, расположенной в ионизированном газе.*

Согласно действующей нормативно-технической документации, после нанесения пластмассовой изоляции должны производиться испытания изоляции жил электрическим напряжением непосредственно в технологической экструзионной линии. Для того чтобы приложить электрическое напряжение к диэлектрическому слою, нанесенному на токопроводящую основу фасонного профиля, необходимо образовать испытательный конденсатор. Такой конденсатор легко образовать, например, при испытаниях готового кабеля электрическим напряжением. В этом случае его обкладками являются металлические поверхности собственно токопроводящих жил, с одной стороны, а с другой – металлические поверхности экрана или оболочки так, что электрическое напряжение может быть приложено к любому участку диэлектрического слоя изоляции.

В случае сухих испытаний электрическим напряжением в технологической линии, имеется только одна обкладка испытательного конденсатора, а именно, – металлическая проводящая подложка, на которую нанесен слой диэлектрика. Трудность создания второй проводящей обкладки состоит в том, что жила движется в технологической линии и имеет фасонное поперечное сечение. Для того чтобы создать вторую, плотно облегающую слой диэлектрика с внешней стороны проводящую обкладку, используют ионизированный газ, которым является пробитый электрическим полем воздух при атмосферном давлении.

Физические механизмы, имеющие место при движении слоя диэлектрика на проводящей подложке через область ионизированного газа для случая круглой жилы были рассмотрены в [1], где установлено, что само движение диэлектрика вызывает ток переноса, который необходимо учитывать в расчетах параметров средств сухих испытаний. Для определения тока переноса необходимо знать распределение электрической напряженности по обе стороны границы «ионизированный воздух – диэлектрик».

**Целью настоящей работы** является установление распределения электрической напряженности на поверхности диэлектрического слоя, нанесенного на токопроводящую подложку, имеющую секторную форму поперечного сечения. Эта геометрия очень характерна для испытаний многих разновидностей секторных токопроводящих жил с различными углами и радиусами секторов (рис. 1).

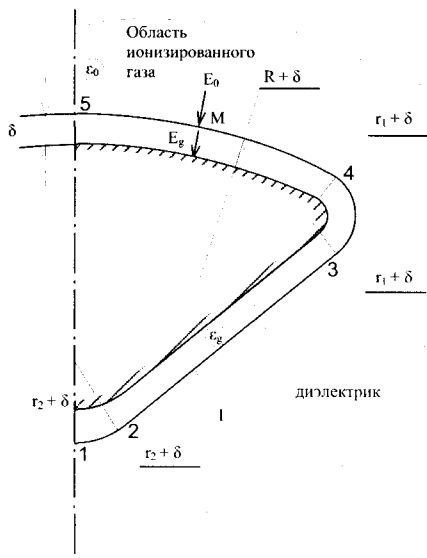


Рис. 1. Сечение секторной токопроводящей жилы, помещенной в область ионизированного газа.

Проводимость области ионизированного газа (воздуха) на несколько порядков выше проводимости изоляционного слоя. Эта область охватывает слой диэлектрика с внешней стороны, образуя первую цилиндрическую обкладку конденсатора (ее след на плоскости чертежа – Контур 1-2-3-4-5). Поэтому, данную обкладку можно считать идеально проводящей. Это допущение равноценно пренебрежению тангенциальной составляющей электрического поля на внешней поверхности диэлектрика (т.е. на контуре 1-2-3-4-5), что вполне допустимо в силу очень большого соотношения полной напряженности электрического поля в области ионизированного воздуха  $E_0$  к тангенциальной составляющей  $E_T$  на внешней границе диэлектрика ( $E_0 / E_T \gg 1$ ) и невысокого значения диэлектрической проницаемости  $\epsilon_g$ .

Из принятого допущения  $E_T = 0$ , следует эквипотенциальность первой обкладки цилиндрического конденсатора. Вторую обкладку цилиндрического конденсатора образует внешняя поверхность токопроводящей жилы секторного профиля, на которую наложен слой диэлектрика толщиной  $\delta$ . В силу того, что проводимость материала токопроводящей жилы (медь, алюминий) также на много порядков больше проводимости слоя диэлектрика, вторую обкладку цилиндрического конденсатора тоже можно считать эквипотенциальной. По условиям безопасности токопроводящую жилу заземляют при сухих испытаниях напряжением на проход, а значит, потенциал второй цилиндрической обкладки можно принять равным нулю. Потенциал первой цилиндрической обкладки,

$r_1, r_2$  - радиус бокового и центрального ребра сектора, соответственно;  $\delta$  - толщина изоляции (толщина диэлектрического слоя);  $R$  - радиус сектора. В силу симметрии токопроводящей жилы на рисунке показана ее правая половина.

В ней изоляция (собственно диэлектрический слой) нанесен на металлическую подложку (волооченная или прессованная секторная жила из меди или алюминия) и имеет, как правило, небольшую толщину  $\delta$ . Искомым является распределение электрической напряженности на внешней границе диэлектрического слоя.

#### Основные допущения.



при этом условии, очевидно, будет равен напряжению  $U_0$  источника питания, приложенному к высоковольтному испытательному электроду. По условиям испытаний между высоковольтным испытательным электродом и внешней поверхностью слоя диэлектрика должна образовываться область ионизированного газа, в которой напряженность электрического поля достигает пробивной величины  $E_0 \approx 30 \text{ кВ/см}$  для воздуха. Это достигается подбором значения  $U_0$  и формы испытательного электрода.

**Решение задачи.**

Сделанные допущения позволяют свести задачу расчета поля в диэлектрике к решению двумерного уравнения Лапласа [2]

$$\frac{\partial^2 U}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial y^2} = 0 \quad (1)$$

для потенциала электростатического поля  $U$  при граничных условиях первого рода на обкладках конденсатора.

$$\begin{aligned} U_1 &= U_0, \\ U_2 &= 0, \end{aligned}$$

где  $U_1, U_2$  - потенциалы первой и второй обкладок испытательного конденсатора, соответственно.

Для рассматриваемой цилиндрической геометрии уравнение (1) имеет вид [3]

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial U}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 U}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial z^2} = 0, \quad (2)$$

где  $r, \varphi, z$  - цилиндрические координаты.

Учитывая, что толщина слоя диэлектрика  $\delta$  намного меньше характерного размера  $R$  поперечного сечения токопроводящей жилы можно записать уравнение (2) для характерных подобластей. Такими подобластями здесь являются: область, ограниченная участком 1-2 и радиусами  $r_2 + \delta$ ; область, ограниченная участком 3-4 и радиусами  $r_1 + \delta$ ; область, ограниченная участком 4-5 и радиусом  $R + \delta$ . Во всех этих подобластях распределение электрического поля близко к распределению поля между двумя коаксиальными цилиндрами, а уравнение (2) для этого случая существенно упрощается и приобретает вид

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{dU}{dr} \right) = 0. \quad (3)$$

Последнее уравнение является уже обыкновенным дифференциальным уравнением, а не уравнением в частных производимых в силу того, что функция  $U$  зависит только от одной переменной  $r$ .

Решение такого уравнения при упомянутых выше граничных условиях имеет вид [4]

$$E_r = \frac{U_0}{r \ln \frac{R}{r_0}}, \quad (4)$$

где  $R$ ,  $r_0$  - радиус наружной и внутренней цилиндрических обкладок, соответственно.

В подобласти, ограниченной участком 2-3, радиусом  $r_2 + \delta$ , радиусом  $r_1 + \delta$  и прямолинейным участком токопроводящей жилы, электрическое поле в диэлектрике близко к полю бесконечного плоского конденсатора, а его напряжённость  $E$  является величиной постоянной [1]

$$E = U_0 / \delta. \quad (5)$$

Таким образом, в рассмотренной геометрии, когда диэлектрический тонкий слой нанесен на проводящую жилу секторного сечения, на границе раздела сред «идеальный диэлектрик – ионизированный газ» со стороны диэлектрика напряжённость электрического поля  $E_g(M)$  равна

$$E_g(M) = \begin{cases} \frac{U_0}{(r_2 + \delta) \ln \left( \frac{r_2 + \delta}{r_2} \right)} \text{ если } M \in l_{12} \\ \frac{U_0}{\delta} \text{ если } M \in l_{23} \\ \frac{U_0}{(r_1 + \delta) \ln \left( \frac{r_1 + \delta}{r_1} \right)} \text{ если } M \in l_{34} \\ \frac{U_0}{(R + \delta) \ln \left( \frac{R + \delta}{R} \right)} \text{ если } M \in l_{45} \end{cases}. \quad (6)$$

В силу высокой проводимости ионизированного газа по сравнению с проводимостью реальных диэлектриков, нормальная компонента  $E_{gn}(M)$  электрической напряженности в близкой окрестности этой границы со стороны диэлектрика практически равна полной напряженности  $E_g(M)$ . Со стороны ионизированного газа нормальная компонента электрического поля также практически равна полной напряженности  $E_0$  в силу принятых допущений.

Отсюда следует, что на рассматриваемой границе нормальная компонента индукции электрического поля будет испытывать скачок, численно равный [1].

$$\varepsilon_0 \varepsilon_g E_g(M) - \varepsilon_0 E_0 = \sigma(M), \quad (7)$$

где  $\sigma(M)$  - плотность поверхностного заряда на границе раздела сред «идеальный диэлектрик – ионизированный воздух».

Используя теперь полученное выражение (7) для поверхностной плотности заряда  $\sigma(M)$  можно вычислить ток переноса при движении изолированной жилы через область ионизированного газа, как это сделано в [1].

**Выводы.** 1. Определение напряженности электрического поля на внешней поверхности диэлектрического слоя для секторной изолированной токопроводящей жилы, помещенной в область ионизированного газа, можно свести к расчету поля коаксиальных цилиндров на участках, где находятся ребра секто-

ра. На плоском участке секторной жилы электрическое поле, в данном приближении, можно рассматривать как поле плоского бесконечного конденсатора. 2. Напряженность электрического поля в окрестности границы «диэлектрик – ионизированный газ» со стороны диэлектрика  $E_g$  для ребер секторной изолированной токопроводящей жилы такая же, как и в модели двух коаксиальных цилиндров, а на плоском ее участке – такая же, как и в плоском бесконечного конденсаторе и определяется соотношениями (6). 3. С внешней стороны диэлектрического слоя изолированной секторной жилы в ионизированном воздухе напряженность электрического поля постоянная и равна пробивной напряженности  $E_0$  для воздуха при атмосферном давлении, что всегда имеет место при сухих испытаниях жил электрическим напряжением. 4. На внешней границе диэлектрического слоя имеет место скачок индукции электрического поля численно равный поверхностной плотности электрического заряда, определяемого условием (7).

#### Список литературы

1. Науменко А.А., Золотарев В.М., Карпушенко В.П., Золотарев В.В. Физические процессы, приводящие к транспорту электрических зарядов слоем диэлектрика на проводящей подложке. Вестник НТУ «ХПИ», № 42, 2005, с. 3-15.
2. Тамм И.Е. Основы теории электричества. М., Наука, 1976, 616 с.
3. Борисенко А.И., Тарапов И.Е. Векторный анализ и начала тензорного исчисления. Харьков, Изд-во Харьковского университета, 1972, 253 с.
4. Ларина Э.Т. Силовые кабели и кабельные линии. М., Энергоатомиздат, 1984, 365 с.

#### Анотація

##### **Електрична напруженість на поверхні ізолюваної секторної струмопровідної жили, поміщеної в область іонізованого газу**

*Досліджено фізичні процеси та розподіл напруженості електричного поля на зовнішній поверхні ізолюваної струмопровідної секторної жили, розташованої в іонізованому газі.*

#### Abstract

##### **Electric intensity on a surface of the isolated sector current-carrying vein placed in area of ionized gas**

*The physical processes and distribution of electric field's intensity on outer surface of insulated conductive sector threads which are placed in the ionized gas are analyzed.*

**СВЯЗЬ КОЭФФИЦИЕНТА ПРОПОРЦИОНАЛЬНОСТИ МЕЖДУ  
СКОРОСТЬЮ И ТОКОМ ПЕРЕНОСА ДВИЖУЩЕЙСЯ  
ИЗОЛИРОВАННОЙ СЕКТОРНОЙ ЖИЛЫ С ЕЁ  
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ ПАРАМЕТРАМИ**

**Бузько С. В., Золотарёв В. В., Карпушенко В. П., канд. экон. наук,  
Науменко А. А., канд. техн. наук  
(НТУ «ХПИ», ЗАО «Завод «Южкабель»»)**

*Установлена связь коэффициента пропорциональности между скоростью и током переноса подвижной изолированной секторной жилы с её технологическими параметрами при сухих испытаниях электрическим напряжением в современных технологических экструзионных линиях.*

Испытания электрическим напряжением изолированных жил силовых кабелей в технологических экструзионных линиях после наложения изоляционного слоя является непрерывным условием их поточного контроля. Характерной особенностью такого контроля, полученных волочением или пресованием жил, является их движение через область ионизированного газа, который выполняет роль внешней обкладки испытательного конденсатора.

В [1] были рассмотрены физические процессы для этого случая и установлена зависимость между током переноса и скоростью движущейся через область ионизированного газа круглой изолированной токопроводящей жилы.

Целью настоящей работы является рассмотрение более общего случая и установление зависимости между током переноса и скоростью движения через область ионизированного газа изолированной токопроводящей жилы секторного поперечного сечения. В случае секторной жилы ток переноса  $i_{\Pi}$ , помимо всего прочего, будет связан со скоростью движения жилы  $V$  коэффициентом  $K(\Pi)$ , зависящим от формы периметра  $\Pi$  ее поперечного сечения.

$$i_n = \varepsilon_0 \varepsilon_g \Pi K(\Pi) V, \quad (1)$$

где  $\varepsilon_0$  - диэлектрическая постоянная вакуума;  $\varepsilon_g$  - относительная диэлектрическая проницаемость изоляционного диэлектрического слоя, нанесенного на металлическую поверхность токопроводящей жилы.

Можно показать, что в случае фасонного поперечного сечения токопроводящей жилы, движущейся через область ионизированного газа при сухих её испытаниях выражение для коэффициента  $K(\Pi)$  можно записать так

$$K(\Pi) = 1 - \frac{E_0}{\varepsilon_0 f(\Pi)}, \quad (2)$$

где  $E_0$  - пробивная напряженность воздуха;

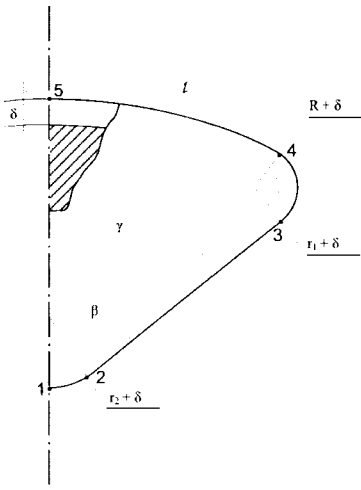
Функция  $f(\Pi)$  для рассматриваемого случая имеет интегральный вид

$$f(\Pi) = \frac{1}{\Pi} \oint_{\Pi} E_g dl, \quad (3)$$

где  $E_g$  - напряженность электрического поля на границе «диэлектрический изоляционный слой – ионизированный газ» со стороны диэлектрика.

Если принять, что при малой толщине изоляционного слоя  $\delta$  поле в окрестности боковых и центрального ребер сектора такое же, как и поле цилиндрического конденсатора, а поле на плоском участке поперечного сечения жилы аналогично полю плоского бесконечного конденсатора, то напряженность

$E_g(M)$  можно записать в виде



$$E_g(M) = \begin{cases} \frac{U_0}{(r_2 + \delta) \ln \left( \frac{r_2 + \delta}{r_2} \right)} & \text{если } M \in l_{12} \\ \frac{U_0}{\delta} & \text{если } M \in l_{23} \\ \frac{U_0}{(\eta + \delta) \ln \left( \frac{\eta + \delta}{\eta} \right)} & \text{если } M \in l_{34} \\ \frac{U_0}{(R + \delta) \ln \left( \frac{R + \delta}{R} \right)} & \text{если } M \in l_{45} \end{cases}, \quad (4)$$

где  $M$  - точка на границе раздела сред «диэлектрический изолирующий слой – ионизированный воздух».

Рис. 1. Схема разбиения периметра изолированного секторной токопроводящей жилы при приближенном вычислении контурного интеграла (3).

Длину периметра  $\Pi$  можно выразить через длины отдельных участков (рис. 1) для жилы секторного профиля.

$$\Pi = (l_{12} + l_{23} + l_{34} + l_{45}), \quad (5)$$

где  $l_{12}$  - половинная длина периметра центрального ребра по изоляции;  $l_{23}$  - длина прямолинейного участка секторного профиля;  $l_{34}$  - длина периметра бокового ребра сектора по изоляции;  $l_{45}$  - длина периметра, образованного большим радиусом секторного профиля;

Длины отдельных участков выражаются через технологические параметры изолированной токопроводящей жилы так

$$l_{12} = \left( \frac{\pi}{2} - \beta \right) (r_2 + \delta); \quad (6)$$

$$l_{23} = (R - \delta - \eta) \cos(\beta - \gamma) - (r_2 + \delta) \operatorname{tg} \beta; \quad (7)$$

$$l_{34} = \left( \frac{\pi}{2} + \beta - \gamma \right) (\eta + \delta); \quad (8)$$

$$l_{45} = \gamma (R + \delta), \quad (9)$$

где  $r_2$  радиус внутреннего ребра сектора по изоляции;  $\delta$  - толщина слоя изоляции;  $\beta$  - основной угол секторной жилы;  $R$  - большой радиус сектора по изоляции;  $\eta$  - радиус бокового ребра сектора по изоляции;  $\gamma$  - вспомогательный

угол сектора.

Учитывая теперь, что на выделенных участках секторной токопроводящей жилы  $E_g$  в соответствии с (4) имеет постоянные значения, выражение для коэффициента  $K(\Pi)$  можно записать приближённо, заменив интеграл суммой в (3)

$$K(\Pi) = 1 - \frac{E_0 \Pi}{\varepsilon_g (E_{12} l_{12} + E_{23} l_{23} + E_{34} l_{34} + E_{45} l_{45})}, \quad (10)$$

где  $E_{12}, \dots, E_{45}$  - значение напряженности  $E_g$  на соответствующих участках  $l_{12}, \dots, l_{45}$ .

Выражение (10) справедливо для секторных токопроводящих жил с произвольными основными технологическими параметрами.

**Выводы.** 1. Коэффициент пропорциональности между током переноса и скоростью движущейся при сухих испытаниях изолированной токопроводящей жилы является интегральным параметром. 2. Для случая секторной токопроводящей жилы его можно выразить аналитически через основные технологические параметры секторной проводящей жилы, получаемой методом волочения или прессования.

#### Список литературы

1. Науменко А.А., Золотарёв В.М., Карпушенко В.П., Золотарёв В.В., Физические процессы, приводящие к транспорту электрических зарядов слоем диэлектрика на проводящей подложке. Вестник НТУ «ХПИ» - 2005. - № 42, с 3-15.

#### Анотація

#### **Зв'язок коефіцієнта пропорційності між швидкістю і струмом переносу ізольованої секторної жили, що рухається, з її технологічними параметрами**

*Встановлено зв'язок коефіцієнта пропорційності між швидкістю і струмом переносу рухомої ізольованої секторної жили з її технологічними параметрами при сухих випробуваннях електричною напругою в сучасних технологічних екструзійних лініях.*

#### Abstract

#### **Communication of factor of proportionality between speed and a current of carry of a moving isolated sector vein with its technological parameters**

*The connection of the proportionality factor between speed, carry current of moving insulated sector-shape conductor and it's technological parameters at dry testing by electric current in modern technological extrusion lines.*

## ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ НА СТАНКАХ С U-ОБРАЗНОЙ ФОРМОЙ КОНТЕЙНЕРА

Волков И.В., Дегтярева Ю.Ю., Калмыков М.А., Николаенко А.П.  
(ВНУ им. В. Даля, г. Луганск)

*В статье приведены результаты исследований обработки деталей на вибрационных станках с U-образной формой контейнера.*

В технологии машиностроения вибрационная обработка (ВиО) применяется как отделочная, зачистная, упрочняющая, стабилизирующая обработки, а также при совмещении процессов отделочной обработки и покрытий, мойки, сушки и др. Одновременно данное оборудование можно использовать и в качестве стендового испытательного оборудования для различных испытаний материалов и параметров самого процесса [1].

При виброударном упрочнении обеспечивается высокая равномерность обработки изделия без его коробления; практически исключается перенаклеп; не оказывается вредное тепловое воздействие; снижаются высотные параметры шероховатости и волнистости; повышается относительная площадь несущей поверхности; создается благоприятная структура микронеровностей; в поверхностном слое создаются сжимающие остаточные напряжения, наклеп; релаксируются вредные технологические напряжения. Это обеспечивает при выборе оптимальных режимов обработки для соответствующих условий эксплуатации изделий снижение износа трущихся поверхностей; повышение усталостной, контактной, коррозионной и температурной прочности; снижение гидросопротивления проточных трактов турбонасосных гидроагрегатов; повышения в ряде случаев коррозионной прочности и стойкости. Все это, а также простота оборудования и инструмента, с избытком компенсирует некоторые недостатки процессов виброударного упрочнения. К ним можно отнести вредное вибрационное и акустическое воздействие, длительность цикла обработки, затруднительность управления и контроля процесса обработки. При этом необходимо учитывать, что процессы виброударного упрочнения, при отсутствии коробления детали, достигаемом при равномерном формировании в поверхностном слое остаточных напряжений, сохраняют точность линейных размеров, расположение и формы поверхностей, достигнутые на предыдущей операции [2].

Физическая сущность процесса виброударного упрочнения состоит в том, что обрабатываемая рабочая среда, состоящая из множества твердых частиц в виде шариков или абразивных частиц и жидкости, под действием интенсивных колебаний приобретает свойство равномерно сопрягаться с произвольно сложной поверхностью обрабатываемой детали и, периодически соударяясь с ней, образовывать на ее поверхности множество локальных, частично совмещенных пластических отпечатков, количество и равномерная плотность распределения которых по мере обработки возрастают, в результате чего они

образуют равномерно обработанный поверхностный слой, характеризующийся снижением высоты и увеличением радиуса выступов микронеровностей, возникновением в поверхностном слое сжимающих остаточных напряжений, образованием наклепа [3].

Несмотря на достаточно большой положительный практический опыт применения виброударного упрочнения в машиностроении, разработка теоретических основ этого метода обработки далека от своего завершения; слабо остается изученным механизм формирования поверхностного слоя; в начальной стадии находятся работы по управлению процессом; несовершенным остается оборудование и инструмент. Все это сдерживает дальнейшее развитие и совершенствование весьма эффективного по своим технологическим возможностям процесса виброударного упрочнения, ограничивает более широкое внедрение его в промышленность. Немногочисленная литература, посвященная процессам виброударной обработки, разбита по многочисленным изданиям и имеет в основном экспериментальный характер [4, 5].

Как известно к эксплуатационным характеристикам изделий относятся: геометрические (макронеровности, волнистость и шероховатость (или микронеровности)) и физико-механические свойства поверхностного слоя (его твердость, микротвердость, структурные преобразования, величина и характер распределения внутренних напряжений, глубина распространения деформаций кристаллической решетки металла – степень и глубина наклепа поверхностного слоя, определенная ориентация сформированных зерен, смена их формы и размеров, целостность материала поверхностного слоя, наличие в нем макро- и микротрещин) и т.п. При этом физико-механические свойства поверхностного слоя меняются под воздействием комплексного взаимодействия силовых и температурных факторов в процессе обработки [6].

Большинство машин (85—90%) выходит из строя по причине износа деталей. Затраты на ремонт и техническое обслуживание машины в несколько раз превышают ее стоимость: для автомобилей в 6 раз, для самолетов до 5 раз, для станков до 8 раз [7].

Выход из строя деталей и рабочих органов машин при нормальных условиях эксплуатации является следствием физического износа разных видов: усталостных разрушений, ползучести материалов, механического износа, коррозии, эрозии, кавитации, старения материала и др. Поэтому очень важно для улучшения качества изделия повышение его износостойкости.

К основным технологическим мероприятиям, повышающим долговечность машин, можно отнести следующие: разработка высокоизносостойких материалов для различных условий эксплуатации машин и получение из них заготовок высокого качества, близких по форме и размерам к готовым деталям; создание технологических приемов, обеспечивающих изготовление деталей заданной точности и стабильности как по размерам, так и по физико-механическим свойствам; применение методов контроля качества материалов, заготовок и готовых изделий по соответствующим показателям надежности, использование процессов упрочняющей обработки для получения требуемого качества рабочих поверхностей деталей машин с высоким сопротивлением изнашиванию и полом-



кам в различных условиях эксплуатации.

Очень важной составляющей характеристики физико-механических свойств поверхностного слоя является микротвердость, и ее следует рассматривать как следствие упругопластических деформаций, вызванных действием ударно-волновых процессов, сопровождающих вибрационное воздействие [1].

С целью расширения технологических возможностей вибрационной обработки в НИЛ ОСА ВНУ им. В. Даля проводились исследования по влиянию ВиО на износостойкость, микротвердость, наклеп и шероховатость поверхностного слоя изделий. При этом использовались широко распространенные методы и приборы в соответствии с ГОСТ 9450-60 (измерение микротвердости и структуры материала на ПМТ-3 и ПМТ-5, микроскопе металлографическом вертикальном МИМ-7 на прямом срезе, а в отдельных случаях с послойным сравнением). Испытания проводились на следующем оборудовании: УВИ-25, ВМИ-1003 – вибрационных станках с U-образной формой контейнера, и машине трения модели СМЦ-2.

Также было исследовано влияние инструмента-рабочей среды на изменение микротвердости поверхностного слоя образцов, а именно стальных закаленных шариков  $d=(3-4)$  мм и абразивных гранул (АН-2).

Исследования проводились на образцах из стали 45, которые имели форму роликов, цилиндров, колодок, параллелепипедов, пластин.

Для эксперимента по износостойкости использовались образцы после токарной чистовой обработки, с одинаковой шероховатостью  $R_a=6,3$  мкм. Далее первая группа образцов подвергалась шлифованию на станке модели ПШСМ-2 до шероховатости  $R_a=3,2$  мкм. Вторая группа образцов подвергалась виброобработке. Часть из них – в среде стальных шариков, часть – в среде боя шарошлифовальных кругов, а из них часть образцов проходили дополнительную обработку в среде стальных шариков в течение 30 минут также до шероховатости  $R_a=3,2$  мкм.

Далее проводились испытания на износостойкость образцов. Для этого на машину трения МИ-1М по очереди устанавливались образцы после традиционного и вибрационного шлифования. Величина износа оценивалась по глубине канавки, оставленной твердосплавным роликом на поверхности образца после 15, 30, 45, 60 и 90 минут изнашивания. Данные замеров глубин канавки сведены в табл. 1.

Результаты исследований показали стабильное повышение износостойкости образцов при дополнительном введении виброобработки поверхности в среде стальных шариков после виброшлифования.

Из результатов экспериментальных исследований видно, что виброобработка в среде боя шарошлифовальных кругов с последующим упрочнением в среде стальных шариков значительно, до 22% увеличивает износостойкость поверхности (глубина канавки на  $\approx 10$  мкм меньше). Можно предположить, что кратковременная обработка в среде стальных шариков (30 мин.) способствует изменению не только шероховатости, но и микротвердости поверхностного слоя, что подтверждается и последующими изменениями. Испытания после 90 минут работы показали одинаковые результаты на всех образцах, в связи с тем,

что твердосплавный ролик уже прошел обработанный, упрочненный поверхностный слой и далее структура металла на всех образцах стала одинаковой.

Таблица 1

Результаты замеров глубины канавки

Способы окончательной отделки поверхности образца	Результаты измерения глубины канавки $h$ в мкм				
	Время в мин.				
	15	30	45	60	90
Шлифование	9	20	27	35	42
Шлифование и виброобработка в среде стальных шариков	9	17	20	29	40
Шлифование и виброобработка в среде боя шарошлифовальных кругов	8	10	19	27	36
Шлифование и виброобработка в среде боя шарошлифовальных кругов и в среде стальных шариков	6	9	16	22	33

Проводилась и оценка микротвердости поверхностных слоев до и после вибрационной обработки (через 60, 240 и 480 мин). Микротвердость повысилась по сравнению с исходной на 15-28%. При этом степень наклепа составила 8 – 15%. Эксперимент по определению наклепа проводили на приборе ПМТ – 3 путем вдавливания алмазной пирамиды в ферритную составляющую поверхности образца, под нагрузкой 50 г. Глубина упрочненного слоя составила 0,03 – 0,05 мм. Невысокие показатели глубины наклепа объясняются тем, что станок, на котором проводилась обработка предназначен для отделочно-зачистной обработки и имеет небольшую амплитуду колебаний  $A=1$ мм, частоту колебаний  $f=63$ Гц, объем контейнера  $V=15$ л., т.е. высота загрузки составляет 180 мм.

На рис. 1 показаны приграничные слои образцов до и после обработки.

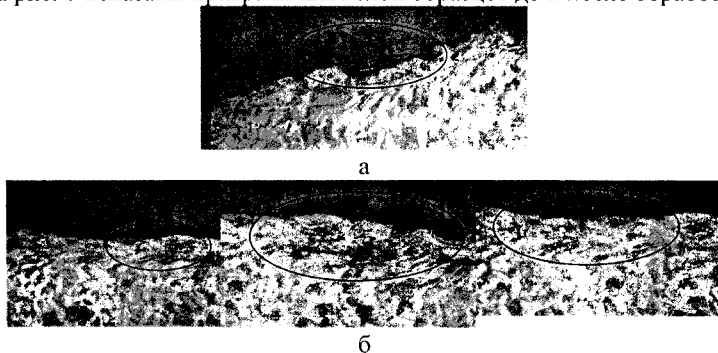


Рис. 1.а. Приграничный слой детали: а - до обработки ( $\times 100$ ), б - после ВиО ( $\times 100$ ).

Для определения влияния ВиО на шероховатость поверхности был проведен следующий эксперимент: использовались 10 образцов из стали 45, с начальной шероховатостью  $R_a=25$ мкм и твердостью 230НВ.

Часть образцов, как и при эксперименте по оценке износостойкости, подвергалась традиционному шлифованию, часть образцов виброобработывалась в бое шлифовальных кругов АН-2 ТУ 2-036-159-80 в течение 60 минут, а часть образцы – в АН-2 и в среде стальных шариков. Данные результатов эксперимента приведены в таблице 2.

Таблица 2

Результаты измерения шероховатости

	Начальная шероховатость, $R_a$ , мкм.	Шероховатость после обработки, $R_a$ , мкм.
Традиционное шлифование	12,5	0,15 – 0,22
Виброшлифование (АН-2)	12,5	0,16 – 0,18
Виброшлифование (АН-2 +стальные шарики)	12,5	0,12 – 0,14

Проведенные исследования по шероховатости поверхности показали снижение образцов на 5 – 6 классов с начальной  $R_a = 12,5$  до  $R_a = 0,12 – 0,14$ .

Аналогичные исследования по влиянию вибрационной обработки на качество поверхностного слоя деталей проводились и авторами [8]. Так специалистами ОАО "Мотор Сич", ГП ЗМКБ "Прогресс" и Запорожского национального университета проводились исследования прогрессивных технологических методов и процессов изготовления лопаток компрессора авиационных двигателей с целью выявления наиболее оптимального их сочетания для обеспечения высоких показателей параметров качества и сопротивления усталости при их эксплуатации.

Для уменьшения трудоемкости и улучшения качества поверхности лопаток турбин были проведены исследования лопаток из сплава ЭИ867, изготовленных по технологии с применением виброшлифования взамен окончательного ручного полирования. Результаты исследований шероховатости лопаток показали снижение шероховатости после виброполирования с 1,6 мкм до 0,6 – 0,7 мкм.

В монографии [9] представлены данные по вибрационной обработке стали 30ХГСНА При виброударном упрочнении деталей в среде свободно вибрирующих стальных шариков параметр шероховатости снижается с  $R_a = 2,5 – 5$  мкм до  $R_a = 1 – 2$  мкм. Твердость материала заготовок лопаток турбин после термообработки была НВ 2850 – 3520 Мпа. После виброполирования микротвердость составила НВ 5100 Мпа.

Степень наклепа после вибрационной обработки лопаток турбин у исследователей [8] составила 39%. Глубина наклепа – 0,060 мм. В то же время в [9] для стали 30ХГСНА величина наклепа составила 5 – 10%. Усталостная прочность виброударно упрочненных образцов из стали 30ХГСНА повышается до 30 – 50%, контактная прочность – до 15 – 23%.

Эти показатели несколько отличаются от результатов, полученных в ВНУ им. В. Даля, что объясняется различными материалами образцов, их начальной шероховатостью и оборудованием (в первую очередь режимами), на котором проводились исследования. Шероховатость поверхности детали изменяется с течением времени по экспоненциальной зависимости до определенных пределов. При продолжении процесса обработки шероховатость изменяется более

монотонно, что указывает на то, что для последующего снижения данного параметра необходима замена РС на гранулы с меньшей зернистостью, и одновременно с этим, смена режима (снижение амплитуды и повышение частоты) [10].

На основании анализа литературных источников и результатов экспериментальных исследований по изучению технологических возможностей процесса вибрационной обработки можно сделать следующие выводы.

В результате проведенных исследований установлено, что ВиО является перспективным методом повышения эксплуатационных свойств изделия. Наличие противоречивых результатов показывают, что возможности ВиО изучены не в полной мере, т.к. вопросам формирования поверхностного слоя при виброударном упрочнении посвящено сравнительно мало работ.

Исследована возможность получения поверхностного наклепа на примере образцов из стали 45. Установлено, что при ВиО ее структура существенно не изменяется, остается равномерной по всей поверхности образца, но происходят явные изменения в структуре приграничного слоя. Образцы после обработки имеют четко очерченный равномерный приграничный слой с уплотненной структурой зерен. Т.е. ВиО создает упрочнение поверхностного слоя (наклеп), величина которого составляет 0,03-0,05 мм.

Установлено, что микротвердость материала после ВиО в приграничном слое повышается на 22%, что говорит о наличии стабильного наклепа в поверхностном слое металла.

ВиО оказывает позитивное воздействие на износостойкость изделия, которая повышается на 22% (на износостойкость поверхностного слоя влияют как величина шероховатости поверхности, так и глубина наклепанного слоя).

В результате экспериментальных исследований установлено, что при виброобработке наблюдается скругление острых кромок и снятие заусенцев, без изменения режимов и рабочей среды, происходит первоначальный интенсивный съем, т.е. съем вершин микронеровностей. Шероховатость поверхности детали изменяется с течением времени по экспоненциальной зависимости до определенных пределов. По результатам исследований видно, что шероховатость поверхности снизилась на 5 – 6 классов. При продолжении процесса обработки шероховатость изменяется более монотонно, что указывает на то, что для последующего снижения данного параметра необходима замена рабочей среды на гранулы с меньшей зернистостью, и одновременно с этим, смена режима работы станка (снижение амплитуды и повышение частоты).

Предварительные исследования по износостойкости показали положительные результаты по применению вибрационного метода обработки деталей, как финишной операции, комплексно улучшающей качество поверхности.

Учитывая универсальность вибрационного оборудования, простоту его обслуживания и низкую стоимость, этот метод рекомендуется использовать для упрочнения материала деталей, повышения эксплуатационных свойств изделия.

#### **Список литературы**

1. Бабичев А.П., Зеленцов Л.К., Самодумский Ю.М. Конструирование и эксплуатация вибрационных станков для обработки деталей. - Ростов на Дону: Изд-во Ростов, ун-та, 1981. - 160 с.

2. Копылов Ю.Р. Амплитудные и фазо-частотные характеристики вибрирующей рабочей среды // Вибрации в технике и технологиях: Труды 3-й международной научно-технической конференции. Евпатория, 1998. С. 133-137.
3. Лубенская Л.М., Николаенко А.П., Покинтелица Н.И., Честный А.Л. К вопросу повышения долговечности ответственных деталей буровых насосов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сборник научных трудов. Донецк, 2006. с.192 – 197.
4. Волков И.В., Николаенко А.П. Вибрационная обработка и ее возможности // Физические и компьютерные технологии. 12-я международная научно-техническая конференция. Харьков, 2006. с.266 – 268.
5. Лубенская Л.М., Николаенко А.П., Покинтелица Н.И. Влияние вибрационной обработки на износостойкость изделий // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск – Киев, вып. №19, 2006. С.71 – 76.
6. Кулаков Ю.М., Хрульков В.А. Отделочно-зачистная обработка деталей. - М: Машиностроение, 1979. - 216 с.
7. Триботехника: Учебник для студентов втузов.- 2-е изд., перераб. и доп.- М.: Машиностроение, 1989.-328 с.
8. Богуслаев В.А., Муравченко Ф.М. и др. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора. Часть I. Монография. – Запорожье: Изд. ОАО Мотор Сич, 2003.- 396 с.
9. Копылов Ю.Р. Виброударное упрочнение: Монография. – Воронеж: Воронежский институт МВД России, 1999. – 386 с.
10. Бабичев А.П. Физико-технологические особенности и практика применения вибрационной отделочно-упрочняющей обработки // Оптимизация и интенсификация процессов отделочно-зачистной и упрочняющей: Сб. науч. тр. РИСХМ. - Ростов на Дону, 1982 - С. 7-10.
11. Карташов Б.Н., Шайнский М.Е. Усовершенствованная технология виброобработки. - В сб. трудов Луганского машиностроительного, института, 1966/1967. № 12, - с.50-58.

#### **Анотація**

#### **Технологічні можливості вібраційної обробки деталей на верстатах з U-образною формою контейнера**

*У статті приведені результати досліджень обробки деталей на вібраційних верстатах з U-образною формою контейнера.*

#### **Abstract**

#### **Technological opportunities of vibrating processing of details on machine tools with the U-shaped form of the container**

*IN clause results of researches of processing of details on vibrating machine tools with the U-shaped form of the container are resulted.*

## НОВЫЕ РЕШЕНИЯ В РАЗРАБОТКЕ ШАХТНОГО СВЕТИЛЬНИКА СВГ5

Липовецкий Л.С., Бенин Е.Ю., Кохановский В.И., канд. техн. наук,  
Есманчук А.Н.

(Харьковский государственный сервис-центр «СТЭМ»,  
ООО «НПО «Свет шахтера»)

*В работе приведены результаты новых разработок по созданию шахтного светильника СВГ5.*

Шахтные головные светильники традиционно являются визитной карточкой Харьковского машиностроительного завода «Свет шахтера». На выставке «Уголь/Maining-2004» в г. Донецке было представлено новое поколение светильников шахтных взрывобезопасных головных аккумуляторных СВГ5 и СВГ6 (рис. 1), которые разработаны и изготовлены заводом совместно с ООО «НПО «Свет шахтера». Выполняя сервисное обслуживание светильников на шахтах, мы непосредственно сталкивались с проблемами, возникающими в процессе эксплуатации светильников. Прежде всего, это преждевременный выход из строя аккумуляторных батарей, а также сложности в фокусировке фары.

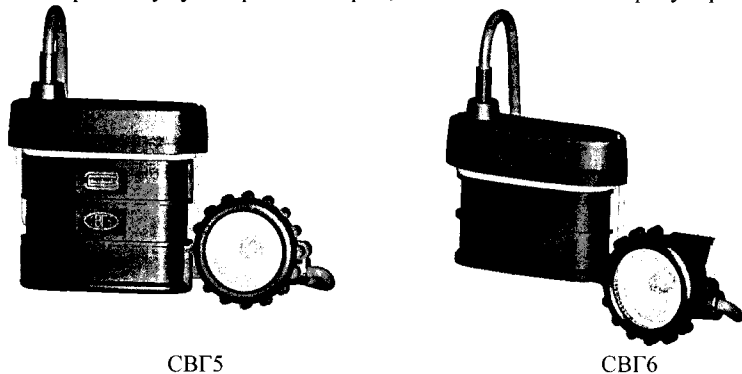


Рис. 1. Светильники шахтные.

Проблема низкого качества элементов питания была решена за счет использования в новых светильниках цилиндрических никель-металлгидридных аккумуляторных батарей. Основным преимуществом данного типа аккумуляторных батарей, по сравнению с никель-кадмиевыми аккумуляторными батареями, которые используются в существующих головных светильниках, - это отсутствие так называемого «эффекта памяти». Эффект памяти заключается в преждевременном снижении емкости аккумуляторов из-за неполного разряда в процессе эксплуатации. Другим существенным преимуществом является цилиндрический корпус, в котором выпускаются аккумуляторы батарей. Вследст-

вие перезаряда (когда батареи получают избыточный заряд) в батареях повышается внутреннее давление. В результате призматические аккумуляторные батареи значительно увеличиваются в объеме («раздуваются»). Как следствие, возникают трещины в корпусах аккумуляторов, а в отдельных случаях это приводит к их взрыву. В цилиндрическом корпусе аккумуляторы выдерживают внутреннее давление в 10 раз больше. По химическому составу никель-металлгидридные аккумуляторы экологически чистые и не требуют специальной утилизации.

Благодаря перечисленным преимуществам аккумуляторных батарей удалось создать корпус светильника совершенно новой формы. При этом габариты и масса светильника уменьшены на 40% относительно существующих моделей. Такая форма корпуса и его вес удобны при ношении. Корпус светильника можно даже носить в кармане рабочей одежды горнорабочего. Принципиально изменена скоба для крепления корпуса на ремне. Теперь скоба предотвращает самопроизвольное протягивание корпуса вдоль ремня. Корпус светильника полностью герметичен. Для повышения прочности корпуса были предусмотрены дополнительные горизонтальные ребра жесткости и приливы в нижней части корпуса. Повысить прочностные характеристики корпуса и крышки светильника удалось также за счет применения современных пластмасс. В таблице 1 приведены основные технические характеристики светильника СВГ5.

Применение современных компьютерных технологий при разработке и изготовлении нового светильника позволило выполнить весь проект в течение 5 месяцев. Среди этих технологий наиболее эффективными являются автоматизированные системы сквозного цикла: проектирование изделия (CAD) -> прочностной анализ (CAE) -> проектирование технологической оснастки -> изготовление оснастки (CAM) -> измерение. Все эти этапы объединяют системы управления проектами (PDM). В качестве базовой системы проектирования на вышеуказанных предприятиях применяется система «Pro/ENGINEER» (Pro/E) [1]. Заполнение полости пресс-формы пластмассой в процессе формовки корпуса светильника моделируется в модуле «Анализ проливаемости» системы Pro/E. Прочностные расчеты выполняются в интегрированном с Pro/E расчетном пакете «Pro/MECHANICA». Технологическая оснастка проектируется в модуле пресс-форм системы Pro/E. Механообработка на токарных и фрезерных станках с ЧПУ осуществляется с использованием модуля NC-обработки системы Pro/E. Проверка точности размеров полученных формообразующих поверхностей пресс-форм и самого пластмассового изделия выполняется в модуле КИМ Pro/E, который позволяет сравнить веера точек на теоретических электронных моделях с соответствующими веерами точек, полученными на контрольно-измерительной машине. Информационные потоки между компьютерами специалистов из перечисленных областей регулируются системой управления проектами «Pro/INTRALINK».

Светильник СВГ5 выпускается во взрывобезопасном исполнении. В нем используется новый блок искрозащиты БИЗ2, разработанный коллективом ООО «НПО «Свет шахтера» (рис. 2). Основной функцией БИЗ2 является защита от токов короткого замыкания. Ток короткого замыкания в отключаемой це-

пи светильника не более 2А. Кроме основной функции, БИЗ2 выполняет и дополнительные функции управления: основным и дополнительным источниками света, зарядом аккумуляторов.

Таблица 1

Основные технические характеристики светильника СВГ5

Наименование параметра	Значение параметра
Исполнение по взрывозащите	РВ 1В Иб
Световой поток, лм, не менее	30
Уровень освещенности Ø20 мм на расстоянии 1 м, лк, не менее	1100
Продолжительность непрерывного свечения, ч, не менее	10
Номинальное напряжение, В	3,6
Ток срабатывания искрозащиты, А, не более	2,0
Время отключения поврежденной цепи, мкс, не более	5,0
Напряжение отключения разряженной батареи, В	3,0±0,1
Габаритные размеры, мм, не более:	
- корпуса,	138x138x48
- фары	Ø80x84
Масса, кг, не более	1,5

Особенностью БИЗ2 является наличие измерителя тока, что позволяет хранить информацию о состоянии заряда батареи и выполнять управляющие функции, не учитывая внутреннее сопротивление аккумуляторных батарей, что особенно важно при использовании БИЗ2 для разных типов аккумуляторных батарей с различным внутренним сопротивлением.

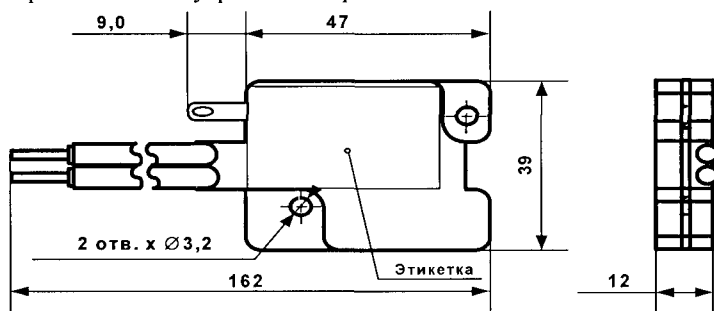


Рис. 2. Блок искрозащиты БИЗ2.

БИЗ2 защищает аккумуляторную батарею от переразряда. При достижении остаточной емкости 0,5 А, подается сигнализация в виде притухания лампы. При этом БИЗ2 обеспечивает гарантированное время свечения светильника - не менее 30 минут после переключения на резервную нить накала лампы 0,5 А. В режиме заряда стабилизированным напряжением (зарядные станции типа «За-



ряд») БИЗ2 защищает аккумуляторные батареи светильника от перезаряда. При заряде светильника, после получения необходимой емкости аккумуляторной батареей, электронный ключ управления переводит светильник в режим «хранения», в котором аккумуляторная батарея получает минимальный «безвредный» заряд. Конструктивно БИЗ2 является универсальным и может быть установлен в крышку корпуса уже используемых светильников типа СВГ, СГГ. В табл. 2 приведены основные характеристики БИЗ2.

Светотехнические характеристики фары светильника были улучшены по сравнению с предыдущими светильниками серий СГГ, СВГ, за счет применения новой параболической отражающей поверхности в отражателе фары и точного изготовления соответствующих формующих пуансонов на токарном станке с ЧПУ. Такая форма отражателя при минимальной внешней фокусировке позволяет добиться требуемого светового потока.

Таблица 2

Основные характеристики БИЗ2

Наименование параметра	Значение параметра
Уровень взрывозащиты искробезопасных цепей по ГОСТ 22782,5	Иб
Напряжение питания блока рабочее:	
номинальное, В	3,6
максимально допустимое, В	4,5
Пороговое напряжение:	
сигнализация разряда аккумуляторной батареи по остаточной емкости, Ач, не менее	0,5
отключение при глубоком разряде, В	2,9±0,15
Ток короткого замыкания в отключаемой цепи, А не более	2
Время срабатывания, мкс не более	5
Падение напряжения на блоке искрозащиты при номинальном токе 1А в рабочей цепи, не более:	
в рабочем режиме, В	0,056
в режиме заряда, В	0,04
Срок службы, не менее, лет	3
Напряжение заряда светильника с БИЗ2, В	4,4 <sup>+0,05</sup>
Дополнительными сервисными функциями блока искрозащиты являются:	
– плавное включение лампы, что ведет к продлению срока службы лампы;	
– сигнализация о разряде батареи;	
– защита аккумуляторной батареи от глубокого разряда;	
– ограничение заряда (защита от перезаряда) аккумуляторной батареи	

На данный момент ведутся разработки по созданию на базе головного светильника СВГ5 светильника со встроенным сигнализатором метана.

Головной светильник СВГ6 отличается от СВГ5 тем, что имеет меньшую емкость аккумуляторной батареи (9 Ач) и, соответственно, меньшую массу (1,2

кг). Он предназначен для использования при кратковременном пребывании в шахте, а также для применения в других отраслях народного хозяйства.

В настоящее время завод начал серийный выпуск светильников СВГ5. В ближайшее время на многих шахтах Украины шахтеры смогут в работе ощутить все преимущества нового светильника.

Список литературы

1. Стефен Вольф. Wildfire 3.0 – о пользе ожидания. - CAD/CAM/CAE observer, 2006, №1, с. 16-21.

#### **Анотація**

#### **Нові рішення в розробці шахтного світильника СВГ5**

*У роботі приведені результати нових розробок по створенню шахтного світильника СВГ5.*

#### **Abstract**

#### **New decisions in development mine fixture SVG5**

*In work results of new development on creation of mine fixture SVG5 are resulted.*

## ШАХТЕРСКИЙ СВЕТИЛЬНИК И БЛОКИ ИСКРОЗАЩИТЫ НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ – НОВЫЕ СТАНДАРТЫ В ОБЕСПЕЧЕНИИ ОХРАНЫ ТРУДА И ПРОИЗВОДСТВЕННОЙ БЕЗОПАСНОСТИ НА УГОЛЬНЫХ ПРЕДПРИЯТИЯХ

Липовецкий Л.С., Федоренко Г. Л., Бенин Е.Ю.  
(Харьковский государственный сервис-центр «СТЭМ»)

*В работе дана характеристика шахтерского светильника и блоков искрозащиты нового поколения, как новых стандартов в обеспечении охраны труда и производственной безопасности на угольных предприятиях.*

Учитывая печальный опыт прошедших лет, можно с уверенностью утверждать, что угледобывающая отрасль промышленности является одной из самых неблагоприятных с точки зрения охраны труда и производственной безопасности. Такая ситуация характерна в основном для малоразвитых (страны Африки) и развивающихся (Россия, Китай, Украина) стран, где цена человеческой жизни имеет фиксированный сырьевой эквивалент, зачастую весьма небольшой. Несмотря на обилие соответствующих нормативных, правовых и стандартизационных документов, а также наличие, казалось бы, отлаженной структуры органов надзора за охраной труда, Украина, как и прежде, расплачивается за уголь здоровьем и жизнями шахтеров. Фраза «Уголь достается нам слишком дорогой ценой», вложенная в уста чиновников, уже давно воспринимается буквально. В такой ситуации каждое предприятие решает данную проблему в соответствии со своим финансовым положением, условиями производства и совестью руководства. Однако большинство шахт постепенно перенимают опыт зарубежных коллег. Следовательно, возрастают и требования к отечественным производителям горно-шахтного оборудования, в том числе и шахтерских головных светильников.

На протяжении нескольких лет ХГСЦ «СТЭМ» и ООО «НПО «Свет шахтера» в тесном взаимодействии с ОАО ХМЗ «Свет шахтера» вели разработки в области средств индивидуального освещения рабочего места горняка нового поколения. В разработках применялся не только обширный накопленный опыт одного из

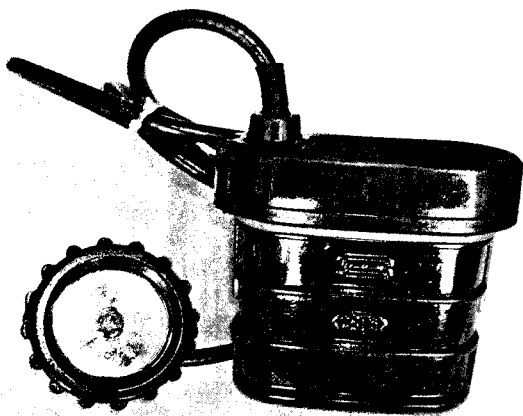


Рис. 1. Светильник СВГ5.

старейших на постсоветском пространстве производителя шахтерских головных светильников – завода «Свет шахтера», но и современные компьютерные технологии проектирования и контроля качества. Результатом данных работ стал светильник СВГ5 (рис. 1) с двумя вариантами блоков искрозащиты (БИЗ1 и БИЗ2).

Светильник СВГ5 является взрывобезопасным головным светильником отечественного производства нового поколения, который не имеет аналогов на рынке шахтного оборудования Украины. Эргономичный дизайн, значительно уменьшенные размеры и масса, применение никель-металлгидридных аккумуляторных батарей – вот далеко не полный перечень усовершенствований, внесенных в его конструкцию. Seriously повышена и его взрывобезопасность за счет введения в конструкцию дополнительной перегородки, отделяющей аккумуляторный отсек от блока искрозащиты, а также применения технологии заливки негорючим компаундом непосредственно аккумуляторной батареи и всех силовых контактов. Конструкция светильника СВГ5 защищена патентами Украины № 11087, № 5832, № 5830, а также соответствующими патентами Российской Федерации.

Блок искрозащиты БИЗ1 являлся глубокой модернизацией применяемых в Украине и за рубежом средств обеспечения взрывобезопасности, кроме того, БИЗ1 был первым из аналогичных устройств на отечественном рынке, которое, помимо обеспечения искрозащиты, обеспечивало управление зарядом аккумуляторной батареи светильника.

Блок искрозащиты БИЗ2 (рис. 2) стал действительно новым шагом в повышении взрывобезопасности шахтных головных светильников. В нем впервые были реализованы сразу две независимые схемы контроля тока в электрической цепи светильника и, следовательно, обеспечены два независимых уровня искрозащиты. Первая – основная (аппаратная) схема искрозащиты реализована на базе датчика тока и силового электронного ключа, она имеет время срабатывания порядка 5 микросекунд, что обеспечивает ускорение скорости реакции по сравнению с аналогами до тысячи раз. Вторая запасная (программная) схема искрозащиты реализована на базе схемы управления (микроконтроллера) и в

случае выхода из строя основной схемы искрозащиты берет на себя ее функции. Кроме того, программная схема чувствительна не только к резким колебаниям тока, но и к его плавным изменениям.

Конструкция и принципы работы БИЗ2 защищены патентами Украины № 3963, №3964, №5835, № 5833 и соответствующими патентами Российской Федерации.

Таким образом, взрывобе-

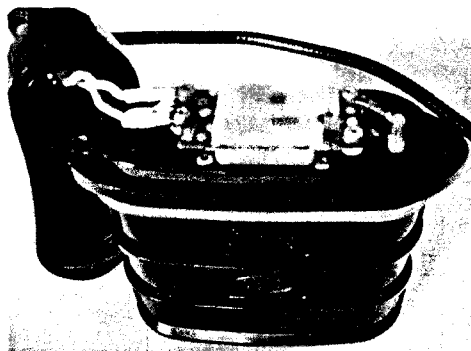


Рис. 2. Блок искрозащиты БИЗ2.

зопасный головной шахтный светильник СВГ5 и блоки искрозащиты БИЗ1 и БИЗ2 стали новым шагом в обеспечении охраны труда и безопасности работ в шахтах опасных по газу и пыли.

#### **Список литературы**

1. Стефен Вольф. Wildfire 3.0 – о пользе ожидания. - CAD/CAM/CAE observer, 2006, №1, с. 16-21.

#### **Анотація**

### **Шахтарський світильник і блоки іскрового захисту нового покоління - нові стандарти в забезпеченні охорони праці і виробничої безпеки на вугільних підприємствах**

*У роботі дана характеристика шахтарського світильника і блоків іскрового захисту нового покоління, як нових стандартів у забезпеченні охорони праці і виробничої безпеки на вугільних підприємствах.*

#### **Abstract**

### **The miner's fixture and blocks of spark protection of new generation - new standards in maintenance of the labour safety and industrial safety at the coal enterprises**

*In work the characteristic of the miner's fixture and blocks of spark protection of new generation, as new standards in maintenance of a labour safety and industrial safety at the coal enterprises is given.*

## ОСОБЕННОСТИ КОЛЕБАНИЙ ЛОПАТОК С Т-ОБРАЗНЫМ ХВОСТОВЫМ СОЕДИНЕНИЕМ

**Воробьев Ю.С.,** докт. техн. наук, **Жондковски Р.,** докт. техн. наук,  
**Гошкодеря В.П.,** канд. техн. наук, **Романенко Л. Г.,** канд. техн. наук,  
**Романенко В. Н.**

*(ИПМаш НАН Украины, ИПМ Польской АН)*

*Рассматривается влияние различных схем жесткого заземления элементов хвостовика на собственные частоты колебаний лопатки. Для численного анализа колебаний лопатки использован МКЭ в трехмерной постановке. Эти результаты могут быть использованы при проектировании лопаток турбомашин и отстройки их частот от резонанса.*

### **Введение.**

В паровых турбинах широкое применение нашли Т-образные конструкции хвостовых соединений рабочих лопаток с диском. Проблеме правильного выбора конструкции хвостового соединения уделяется большое внимание. Основными критериями при выборе его конструкции является надежность и требующие ресурсе эксплуатации. Разработаны многочисленные подходы, позволяющие аналитически и численно решать вопросы прочности и колебания рабочих лопаток [1]. По результатам таких расчетов можно судить о напряженном состоянии рабочих лопаток и хвостового соединения, а следовательно прогнозировать их надежность и долговечность. В этом вопросе особую роль играет вибрационная настройка. Частоты лопаток в процессе эксплуатации не остаются стабильными. Это может быть следствием как изменения податливости заделки лопатки в диск, так и особенностями конструктивного исполнения и монтажа лопаток, физических и механических характеристик материала для изготовления лопаток и дисков, режимов эксплуатации и др. Особую роль играет изменение места заземления элементов хвостовика в процессе эксплуатации. Для обеспечения надежной работы лопаточного аппарата необходимо учитывать возможную нестабильность заземления хвостового соединения.

### **Постановка задачи**

Для спектра собственных частот рабочей лопатки определяющее влияние оказывают конструктивные особенности пера лопатки, бандажных связей, хвостового соединения и др. Учет податливости заделки в том или ином виде позволяет аппроксимировать упругое взаимодействие корневого сечения лопатки с диском или основанием хвостового соединения лопатки. Важно правильно учесть особенности конструкции хвоста лопатки и плоскости его заземления. На рис. 1 показан один из конструктивных вариантов хвоста лопатки. Прометельная часть его выполнена с заплечиками. Такая конструкция предполагает наличие нескольких площадок, заземление по которым может оказывать различное влияние на частоты собственных форм колебаний лопатки. Мы рассмотрим случаи жесткого заземления хвостового соединения по

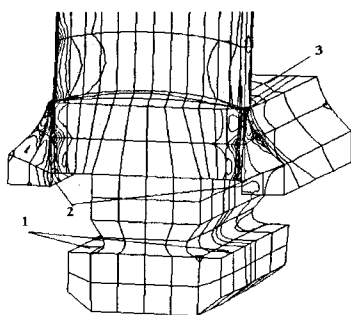


Рис. 1. Т-образный хвостовик.  
Зашемление по площадкам 1 и 2.

личие полки. Ее влияние, в основном, сводилось к воздействию на лопатку как присоединенной массы. Длина лопатки  $l=13,07$  см.

#### Метод решения.

Для исследований использовалась трехмерная математическая модель лопатки, построенная на основе метода конечных элементов (МКЭ). Формулировка проблемы колебания лопаток турбины базируется на классическом подходе МКЭ, и приводит к решению уравнения для собственных частот и векторов. В конечно-элементной модели использовался трехмерный изопараметрический криволинейный 20-и узловый элемент.

#### Результаты расчетов.

Осуществлен ряд расчетов, в которых изменялись площадки закрепления хвоста лопатки. На рис. 1 показано распределение интенсивностей напряжений в хвосте лопатки и нижней части пера при первой форме колебаний и защемлении по площадкам 1 – верхняя плоскость основания хвоста, и 2 – внутренняя поверхность заплечиков промгательной части хвоста.

Видно благоприятное распределение поля интенсивности напряжений с умеренной локализацией в области переходной зоны от заплечиков к промгательной части хвоста. На рис. 2 показано распределение интенсивности напряжений для случая защемления по площадкам 2. Видны значительные участки локализации напряжений в области переходной зоны заплечиков. На девятой форме колебаний хвост вместе с основанием совершает самостоятельные колебания, рис. 2. Это может привести к заметному дополнительному нагружению заплечиков и ухудшению защемления.

На рис. 3 показано распределение интенсивности напряжений при свободных колебаниях лопатки на первой частоте с защемлением по полкам основания хвоста (площадки 1). Заметна значительная локализация напряжений в области переходных галтелей у ближней кромки полки. Перо лопатки колеблется вместе с промгательной частью и телом хвоста. При этом частоты собственных форм колебаний лопатки существенно снижаются.

В таблице показаны частоты собственных форм колебаний для трех воз-

площадкам 1 полку хвоста лопатки и площадкам 2 заплечиков, рис. 1. Корневое сечение пера лопатки сопрягается по площадке 3 с промгательной частью хвоста. Вопросы учета податливости заделки лопатки в диск рассмотрены в работах [1, 2, 3]. В работе [4] проанализированы факторы, влияющие на граничные условия, и сделана попытка, на основе экспериментальных данных, сузить диапазон возможных значений частот.

Рассмотрим незакрученную единичную лопатку постоянного несимметричного поперечного сечения с Т-образным хвостом. На вершине лопатки учитывалось нали-

можных вариантов защемления элементов хвоста лопатки. Во второй колонке таблицы показаны частоты собственных форм колебаний при защемлении хвоста лопатки по внутренней поверхности заплечиков промгательной части (площадки 2) и по полкам хвоста (площадки 1). В третьей колонке показаны частоты собственных форм колебаний при защемлении хвоста лопатки по внутренней поверхности заплечиков промгательной части (площадки 2).

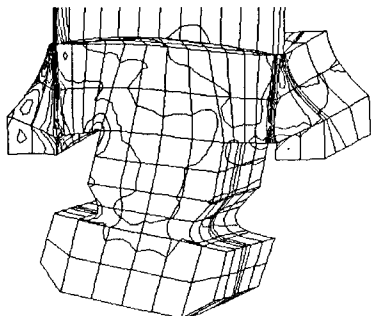


Рис. 2. Распределение интенсивностей напряжений. Защемление по площадкам 2.

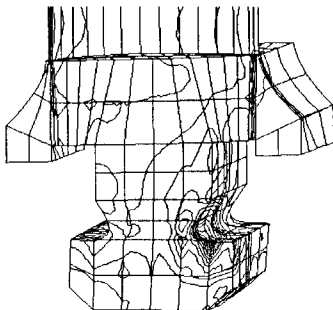


Рис. 3. Распределение интенсивностей напряжений. Защемление по площадкам 1.

Таблица

№ частоты	Частоты собственных форм колебаний, Гц		
	Плоскость жесткого защемления элементов хвоста лопатки		
	заплечики и полки хвоста	заплечики	полки хвоста
1	2	3	4
1	668,7	631,4	486,2
2	1253,1	1242,2	676,4
3	2970,8	2965,9	2683,1
4	3789,6	3587,1	2798,5
5	5908,2	5877,2	4142,2
6	6655,6	6409,0	6059,8
7	8297,3	6637,7	6672,5
8	9151,1	7786,4	6825,1
9	9445,3	8541,8	6999,0
10	14839,5	9443,0	9984,3

Расчеты показывают, что ослабление или отсутствие защемления по поверхностям полок хвоста лопатки, приводит к снижению первой собственной частоты в данном примере на 5,6%. В четвертой колонке представлены результаты для случая, когда закрепление осуществляется по полкам хвоста (площадки 1), а по заплечикам (площадки 2) оно полностью отсутствует. В данном примере отличие в жестком защемлении по обоим площадкам (вторая колонка таблицы) от жесткого защемления по площадкам 1 (четвертая колонка) по первой собственной частоте составляет более 27%. Для второй собственной частоты колебаний аналогичные сопоставления дают отличие в 46%. Для более высоких час-



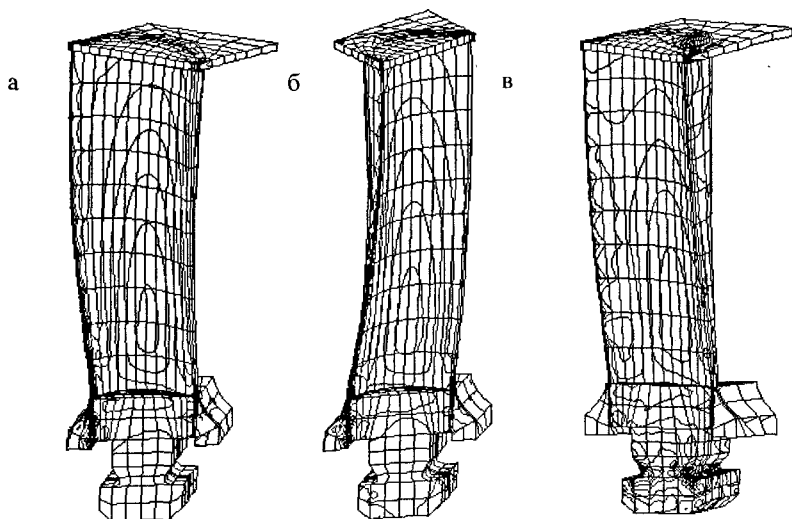


Рис. 4. Распределение интенсивностей напряжений при свободных колебаниях по третьей собственной частоте при различных закреплениях элементом хвоста лопатки.

тот колебания эти показатели существенно ниже. Так для третьей собственной частоты колебаний соответственно при сравнении второй колонки с третьей мы имеем 0,2%, а при сравнении второй колонки с четвертой отличие в частотах составляет 10%.

На рис. 4 показано распределение интенсивностей напряжений при колебаниях по третьей собственной частоте. Рис. 4,а соответствует жесткому закреплению по внутренней поверхности заплечиков промгательной части (площадки 2) и по полкам хвоста (площадки 1). Заметен благоприятный характер распределения полей интенсивностей напряжений по перу и хвостовику лопатки. На рис. 4,б распределение интенсивностей напряжений соответствует жесткому закреплению по внутренней поверхности заплечиков промгательной части (площадки 2). В этом случае претерпевает некоторые изменения форма колебаний. На рис. 4,в показано распределение интенсивности напряжений, которое соответствует жесткому закреплению полков хвоста и свободным заплечикам. Видны значительные локализации интенсивности напряжений в области переходных галтелей полков и ножки хвоста лопатки и изменения полей интенсивностей напряжений пера лопатки.

**Выводы.** Сравнение полученных результатов показывает, что изменения в процессе эксплуатации условий защемления хвостового соединения лопаток может привести к существенному изменению интенсивностей напряжений в перу и хвостовике лопатки, а при ослаблении или отсутствии защемления по заплечикам могут появиться значительные зоны локализации интенсивностей напряжений на полках хвоста и в районе переходных галтелей. Такие явления приводят к значительным нарушениям настройки лопаточного аппарата. По-

следствия изменения собственных частот могут быть негативными. Поэтому целесообразно осуществлять предварительный анализ подобных ситуаций и разрабатывать мероприятия для их устранения.

#### **Список литературы**

1. Левин А. В. Прочность и вибрация лопаток и дисков паровых турбин / А. В. Левин, К. Н. Боришанский, Е. Д. Консон // Л.: Машиностроение, 1981. – 710 с.
2. Воробьев Ю. С. Колебания лопаточного аппарата турбомашин// Киев: Наукова думка, 1988. – 224 с.
3. Воробьев Ю. С. Учет податливости заделки лопатки в диск при свободных колебаниях / Ю. С. Воробьев, Р. Жондковски, В. П. Гошкодеря, А. П. Цыба // Проблемы машиностроения. –2005. –8, №2. – С. 45-50.
4. Гаврилов С.Н. Влияние податливости в хвостовом соединении на собственные частоты колебаний рабочих лопаток // Вибрации в технике и технологиях. – 2001.– №4. – С. 61-62.

#### **Анотація**

##### **Особенности колебаний лопаток с Т-образным хвостовым з'єднанням**

*Розглянуто вплив різних схем жорсткого заземлення елементів хвостовика на власні частоти коливань лопатки. Для чисельного аналізу коливань лопатки використано МСЕ в тривимірній формі. Отримані результати можна використовувати для проектування лопаток турбомашин і відстроювання їхніх частот від резонансу.*

#### **Abstract**

##### **The features of vibration of blades with a T-shaped root joint**

*The influence of various schemes of rigid fixing of shank root elements on blade natural vibration modes is considered. three-dimensional FEM is used for numerical analysis of blade vibration. These results can be used for designing blades and offset their frequencies from resonance.*

**ТРЕБОВАНИЯ К ФАЗОВОМУ СОСТАВУ ЗАЩИТНЫХ ПОКРЫТИЙ  
ДЛЯ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ И НЕКОТОРЫЕ РЕКОМЕНДАЦИИ**

**Мацевитый В.М., докт. техн. наук, Казак И.Б., канд. техн. наук,  
Вакуленко К.В.**

*(ИПМаш НАН Украины)*

*На примере некоторых тугоплавких фаз внедрения показано, что адгезионная активность соединений существенно зависит от соотношения металла и неметалла в фазе. Этот факт необходимо учитывать при разработке защитных покрытий для режущих инструментов.*

Использование режущих инструментов из твердых сплавов и быстрорежущих сталей с защитными покрытиями во всем мире становится скорее нормой, чем исключением, что объясняется существенно более высоким уровнем работоспособности таких инструментов по сравнению с инструментом без покрытий. Наибольшее применение нашли многослойные покрытия на основе TiC, TiN, TiCN, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> и других тугоплавких соединений.

Анализ влияния покрытий на процесс резания [1] позволил установить, что основным функциональным свойством покрытия, обеспечивающим его эффективность, является низкий уровень адгезионной активности внешней стороны покрытия по отношению к обрабатываемому материалу. Такие покрытия обеспечивают снижение схватываемости инструмента с обрабатываемым материалом, снижение силы резания, уменьшение интенсивности адгезионного и диффузионного изнашивания инструментов.

Давно было замечено, что покрытия различного фазового состава существенно отличаются по своей эффективности, при этом наибольшая эффективность не всегда характерна для покрытий с наиболее высокой твердостью.

В работах [2 - 5] на основе анализа справочных данных по смачиваемости большого количества тугоплавких соединений жидкими металлами нами было показано, что адгезионная активность тугоплавких соединений существенно зависит от их электронной структуры. В частности, было установлено, что с увеличением разности электроотрицательности элементов, входящих в двухкомпонентное тугоплавкое соединение (т.е. с ростом ионной компоненты связи) адгезионная его активность уменьшается. Именно поэтому нитриды *d*-переходных металлов IV группы при высоких температурах имеют существенно меньшую адгезионную активность по сравнению с карбидами этих металлов. Было также замечено, что смачиваемость жидкими металлами тугоплавких соединений, представляющих собой фазы внедрения, существенно зависит от соотношения между количеством металла и неметалла в этих фазах. Так, например, при смачивании жидкой медью соединений TiC и ZrC краевой угол смачивания  $\theta$  существенно уменьшается (смачиваемость и адгезионная активность соединений увеличивается) с уменьшением количества углерода в этих фазах (табл.1).

Для соединений NbC и TaC, которые также являются фазами внедрения,

напротив, характерно снижение адгезионной активности с уменьшением (до определенного уровня) содержания углерода (табл. 2).

При этом следует отметить, что минимальная адгезионная активность соответствует такому содержанию углерода в рассматриваемых фазах внедрения, которое обеспечивает наивысшую температуру плавления соединения.

Приведенные факты свидетельствуют о существенной зависимости адгезионной активности соединений не только от фазового состава, но и от химического состава конкретной фазы, что, безусловно, должно учитываться при разработке технологии покрытий для режущих инструментов.

Таблица 1

Влияние содержания углерода в соединениях TiC и ZrC на их смачиваемость медью при температуре 1100 °C в вакууме [6]

Состав фазы	Краевой угол $\theta$ , °
TiC <sub>0,99</sub>	~ 105
TiC <sub>0,88</sub>	~ 100
TiC <sub>0,75</sub>	~ 90
TiC <sub>0,6</sub>	~ 50
ZrC <sub>1,0</sub>	~ 140
ZrC <sub>0,88</sub>	~ 115
ZrC <sub>0,72</sub>	~ 80
ZrC <sub>0,6</sub>	~ 40

Таблица 2

Влияние содержания углерода в соединениях NbC и TaC на их смачиваемость медью при температуре 1100 °C в вакууме [6]

Состав фазы	Краевой угол $\theta$ , °
NbC <sub>1,0</sub>	~ 40
NbC <sub>0,82</sub>	~ 85
NbC <sub>0,75</sub>	~ 90
NbC <sub>0,66</sub>	~ 70
TaC <sub>1,0</sub>	~ 60
TaC <sub>0,9</sub>	~ 80
TaC <sub>0,78</sub>	~ 100

При получении покрытий TiN на вакуумно-плазменных установках типа «Булат» необходимо иметь в виду, что без специальных мер «борьбы» с капельной фазой, состоящей главным образом из  $\alpha$ -Ti, покрытия получают двухфазными ( $\alpha$ -Ti+TiN), что, безусловно, усиливает адгезионную активность покрытия, тем более, что капельная фаза в результате схода стружки по поверхности инструмента «размазывается» по всей площадке контакта. Поэтому для получения высокоэффективного покрытия с низкой адгезионной активностью к обрабатываемому материалу необходимо обеспечить отсутствие  $\alpha$ -Ti на его внешней поверхности. Сам же нитрид титана, как показывают наши исследования, должен иметь стехиометрический состав TiN. Следует отметить, что присутствие капельной фазы в покрытии TiN не только повышает адгезионную активность покрытия, но и обеспечивает облегченные пути для диффузии атомов обрабатываемого и инструментального материалов через покрытие, что ухудшает способность покрытия предотвращать диффузионный износ при эксплуатации твердосплавных инструментов. Эти обстоятельства, которые, к сожалению, часто не учитываются при нанесении покрытий TiN, снижают эффективность покрытий при резании.

Не менее важным условием высокой эффективности покрытий на режу-

щих инструментах является их высокая адгезия к рабочим поверхностям инструмента, достижение которой также существенно зависит от фазового состава первых осаждаемых слоёв. Как правило, это должны быть слои, содержащие, главным образом, чистый металл, например, титан или хром. Эти металлы, при прочих равных условиях, значительно лучше «прилипают» к инструментальной подложке, чем любое из обычно применяемых в покрытиях соединений. При этом следует иметь в виду, что толстый слой такого металла не обеспечит высокой работоспособности, поскольку осажденное на такой слой твёрдое покрытие при эксплуатации режущего инструмента легко срезается по относительно мягкому подслою из титана, или хрома. Поэтому подслоя должен быть весьма тонким ( $\leq 0,1$  мкм): срез покрытия по подслою такой толщины маловероятен, в чем проявляется особенность пластической деформации тонких слоёв. Таким образом, первые осаждаемые слои, обеспечивающие хорошую адгезию покрытия к подложке, и последние слои, обеспечивающие низкую адгезионную активность покрытий к обрабатываемому материалу, должны существенно отличаться друг от друга, как по химическому, так и по фазовому составу. В промежутке между этими крайними слоями находится основное тело покрытия, которое может быть либо многослойным, либо однослойным, однако и в том и в другом случае основное тело покрытия должно обеспечить плавный переход подложки к внешней стороне покрытия по коэффициенту термического расширения, что снизит вероятность разрушения покрытия в результате технологических термических напряжений, возникающих при резании. Основное тело покрытия, должно иметь минимальную пористость и такой химический и фазовый состав, который обеспечил бы его высокую твердость при ненулевой пластичности. Нитрид титана, например, как типичная фаза внедрения с широкой областью гомогенности эти свойства обеспечивает.

Для обеспечения высокой адгезии покрытия к подложке весьма важна хорошая подготовка подложки к нанесению покрытия: необходима тщательная очистка поверхности от загрязнений и обезжиривание. Весьма важно также, чтобы осаждение первых слоёв покрытия происходило при достаточном уровне кинетической энергии подлетающих к подложке частиц (важно правильно подобрать режим ионной бомбардировки).

Ещё одним важным обстоятельством является непрерывность единичного технологического цикла нанесения покрытия, что гарантирует от «случайных» эффектов нарушения когезионной прочности покрытия.

В заключение перечислим основные физико-технологические принципы повышения эффективности покрытий для режущих инструментов.

Первая группа принципов обеспечивает сохранность покрытия в условиях эксплуатации. В неё входят:

- а) принцип обеспечения химической адгезии покрытия к подложке;
- б) принцип оптимального сочетания высокой твердости и низкой микрохрупкости сердцевины покрытия;
- в) принцип совместимости покрытия и подложки по значениям температурного коэффициента линейного расширения.

Вторая группа принципов связана с обеспечением основных функциональ-

ных свойств покрытия и регулирования температурного режима рабочих поверхностей инструмента:

- а) принцип низкой адгезионной активности к обрабатываемому материалу (для инструментов из быстрорежущих сталей и твёрдых сплавов);
- б) принцип обеспечения диффузионного барьера между инструментальной основой и обрабатываемым материалом (для инструментов из твёрдых сплавов);
- в) принцип регулирования процесса наростообразования за счет изменения теплопроводности поверхностных слоёв инструментальной подложки (для инструментов из быстрорежущих сталей);
- г) принцип отвода теплоты от рабочих поверхностей инструмента по теплопроводному покрытию (для инструментов из быстрорежущих сталей).

Основными технологическими элементами обеспечения перечисленных принципов являются: тщательная подготовка поверхности инструмента под покрытие, теоретически обоснованный выбор химического и фазового составов покрытия, оптимизация электрических параметров осаждения покрытия, нанесение многослойных покрытий с обоснованным изменением химического и фазового составов слоёв, оптимизация толщины покрытия, комбинированное упрочнение рабочих поверхностей инструментов из быстрорежущих сталей с использованием лазерной обработки, карбонитрации и вакуумно-плазменного метода.

#### Список литературы

1. Мацевитый В.М. Покрытия для режущих инструментов. – Харьков.: Вища шк., 1987. – 128 с.
2. Мацевитый В.М., Казак И.Б., Вакуленко К.В. О важности ионной составляющей межатомной связи в обеспечении низко адгезионной активности инструментальных материалов и покрытий для режущих инструментов при высоких температурах резания // Проблемы машиностроения. - 2005, №2(8), с.87-90.
3. Вакуленко К.В., Мацевитый В.М., Казак И.Б. Критерии прогнозирования адгезионной активности износостойких покрытий различного химического состава на режущих инструментах. // Вісник національного технічного університету сільського господарства. - 2005, вип.33, с.149-152.
4. Мацевитый В.М., Казак И.Б., Вакуленко К.В. Электронная структура карбидов, нитридов и оксидов *d*-переходных металлов IV – VI групп и их адгезионная активность. // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2006, № 1/2 (19), с. 85-89.
5. Мацевитый В.М., Казак И.Б., Вакуленко К.В. О природе низкой адгезионной активности тугоплавких нитридов и оксидов *d*-переходных металлов. // Сб. докладов 7-й Междунар. конф. ОТТОМ-7 «Оборудование и технологии термической обработки металлов и сплавов».– Харьков. - 2006, т. 3, с. 36-39.
6. Самсонов Г.В., Винницкий И.М. Тугоплавкие соединения. – М.: Металлургия, 1976. – 560 с.

## **Анотація**

### **Вимоги до фазового складу захисних покриттів для різальних інструментів та деякі рекомендації**

*Наприкладі деяких тугоплавких фаз проникнення виявлено, що адгезійна активність сполук істотно залежить від співвідношення метала і неметала у фазі. Це необхідно враховувати при розробці захисних покриттів для різальних інструментів.*

## **Abstract**

### **Requirements to the phase composition of protective coatings for cutting tools and some recommendations**

*By example of certain refractory interstitial phases it is shown that the bonding adhesion activity depends essentially on the ratio of metal and nonmetal in the phase. This fact must be taken into account when developing protective coatings for cutting tools.*

## ПРИМЕНЕНИЕ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ДЛЯ СУММИРОВАНИЯ УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ

Милешкин М.Б., канд. техн. наук, Библик И.В.  
(ИПМаш НАН Украины)

*На примере низкоуглеродистой стали и однонаправленного конструкционного стеклопластика проанализирована возможность применения компьютерного моделирования для оценки степени повреждаемости конструкционных материалов в процессе многоциклового усталости с точки зрения гипотезы линейного суммирования усталостных повреждений.*

Детали машин и конструкций в процессе эксплуатации, как правило, подвергаются сложным режимам нагружения, когда последовательность значений амплитуд и средних напряжений цикла меняется случайным образом. При случайном нагружении суммарное число циклов до разрушения зависит от характера нагружения.

Гипотезам суммирования усталостных повреждений уделяется значительное внимание. Наиболее развиты некоторые из них, например, гипотеза линейного суммирования повреждений Пальмгрена-Майнера; гипотезы нелинейного суммирования повреждений Марко-Старки; Генри; Гатса; Кортена-Долана и др. [1]. Анализ этих гипотез показывает, что, как правило, они оперируют лишь различными мерами повреждаемости материала, не уделяя при этом достаточного внимания физической картине усталостного разрушения.

В настоящей работе для исследования процесса накопления повреждаемости в процессе многоциклового усталости применен разработанный ранее расчетно-экспериментальный метод (РЭМ) [2]. Для сравнения результатов исследования рассмотрим в рамках РЭМ наиболее широко распространенную гипотезу линейного суммирования повреждений, в соответствии с которой условие разрушения записывается в виде [1]:

$$\sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = 1, \quad (1)$$

где  $n_i$  – число циклов наработки за время эксплуатации при напряжении  $\sigma_i$ ;  $N_i$  – число циклов до разрушения при напряжении  $\sigma_i$ ;  $k$  – число уровней напряжения.

Анализ многочисленных данных, полученных в соответствии с гипотезой Пальмгрена-Майнера, показывает существенные отклонения от единицы накопленной повреждаемости в момент разрыва образцов, как в меньшую, так и в большую сторону. Так, например, для большинства конструкционных материалов эта величина находится в пределах 0,5...2 и зависит от статистического разброса опытных данных и от ширины доверительного интервала оценки величины накопленной суммы [3]. Основными недостатками линейной гипотезы являются невозможность учета истории нагружения, исключение из расчета напряжений ниже предела выносливости, а также неучет индивидуальных осо-



бенностей образцов.

Как было показано ранее [4,5], РЭМ позволяет не только получать кривые усталости для различных материалов, но и оценивать на каждом этапе усталостного нагружения интегральную повреждаемость материала независимо от очередности воздействия напряжений различных уровней. Это означает, что доля повреждаемости на каком-либо  $i$ -ом уровне амплитуды напряжения цикла в рамках РЭМ может быть определена не только как  $n_i/N_i$  (согласно гипотезе линейного суммирования повреждений), но и непосредственно как отношение возникших на  $i$ -ом уровне микротрещин к их числу при полном разрушении образца на этом же уровне.

Вначале остановимся на оценке повреждаемости в процессе многоциклового нагружения с помощью построения кривых усталости с применением РЭМ. Для этого необходимо минимальное число начальных данных: параметры нормального распределения предельных деформаций материала образцов (для создания модели материала), а также модуль упругости и размер зерна (для реализации энергетического подхода в модели разрушения).

На рис. 1 приведено сравнение результатов расчетных значений повреждаемости образцов низкоуглеродистой стали и однонаправленного стеклопластика с правилом линейного суммирования повреждений Пальмгрена-Майнера для двух уровней напряжений (отнулевой цикл растяжение–сжатие) независимо от их очередности ( $n_2/N_2$  – относительное число оставшихся циклов;  $n_1/N_1$  – относительное число приложенных циклов), а на рис. 2 – гистограмма распределения сумм относительных повреждаемостей для образцов этих же материалов, но при большем числе уровней напряжений цикла (до пяти) и различной их последовательности. Видно, что расчетные значения, определенные в соответствии с гипотезой Пальмгрена-Майнера, находятся в достаточно узком интервале (от 0,8 до 1,5) и хорошо укладываются на прямую (рис. 1).

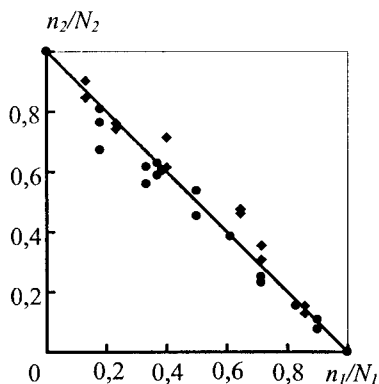


Рис. 1.

- – низколегированная сталь;
- ◆ – стеклопластик.

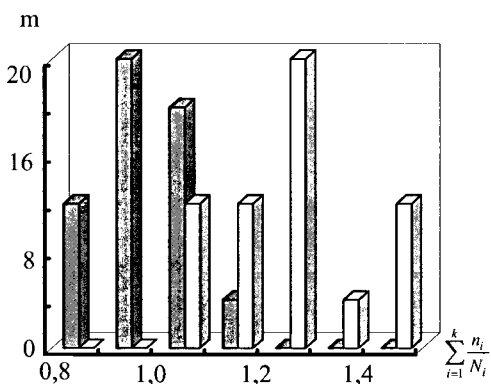


Рис. 2. Серый цвет – низколегированная сталь; белый – стеклопластик;  $m$  – число «наблюдений».

В то же время необходимо заметить, что определение относительной повреждаемости ( $D_{omi}$ ) как относительного числа образовавшихся микротрещин за определенный период многоциклового нагружения показывает значительное расхождение с линейной гипотезой суммирования повреждений. На рис. 3 показана последовательность определения расчетных значений относительной повреждаемости для этого случая. Для отображения процесса накопления усталостных повреждений в качестве примена приведены два массива структурных элементов (100x100) – при относительной долговечности  $n_{omi} = 0,33$  (рис. 3,а) и при полном разрушении ( $n_{omi} = 1,0$ ; рис. 3,б) и соответствующих значениях числа разрушенных структурных элементов ( $N = 110$  и  $N = 4380$ ).

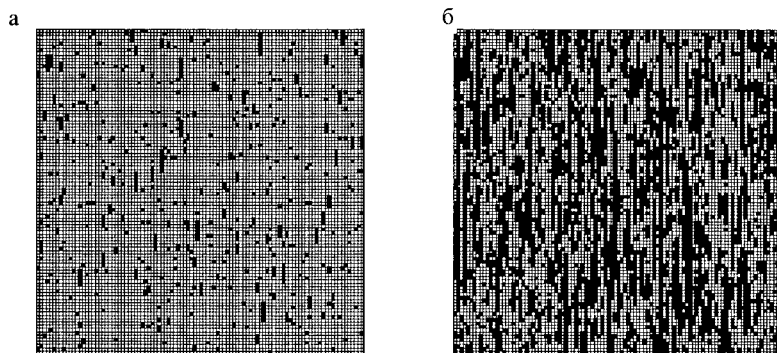


Рис. 3.

На рис. 4 приведена зависимость относительной повреждаемости от относительной долговечности, а в табл. 1 – их численные значения для образцов низкоуглеродистой стали. Относительная повреждаемость определялась как отношение числа разрушенных структурных элементов на каком-либо этапе многоциклового нагружения к числу разрушенных структурных элементов при полном разрушении.

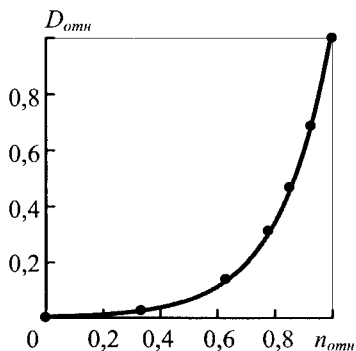


Рис. 4.

Табл. 1

$n_{omi}$	$D_{omi}$
0,33	0,03
0,63	0,14
0,78	0,31
0,85	0,47
0,93	0,69
1,00	1,00

Из рис. 4 видно, что, используя в качестве значений относительной долговечности относительное изменение числа разрушенных структурных элементов в модели материала РЭМ, при определенных уровнях напряжений можно получить и нелинейный характер указанной зависимости.

На рис. 5 приведены зависимости относительной повреждаемости от относительной долговечности при трех уровнях напряжений ( $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ ) для образцов низколегированной стали.

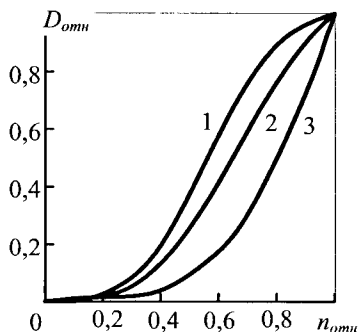


Рис. 5. Зависимости относительной повреждаемости от относительной долговечности.

Таким образом, определение повреждаемости как относительного числа образовавшихся микротрещин при использовании РЭМ показывает значительное расхождение с линейной гипотезой суммирования повреждений. В дальнейшем предполагается провести сравнительный анализ этих результатов с некоторыми гипотезами нелинейного суммирования повреждений.

В заключение же заметим, что применение РЭМ для суммирования усталостных повреждений может быть полезным и для определения ресурса оборудования, работающего в условиях смены режимов эксплуатации, когда история нагружения становится существенным фактором. То есть, по известной истории нагружения с помощью РЭМ можно оценить степень накопления повреждений в элементах конструкций, при этом данные о режимах нагружения могут служить дополнительным источником информации.

Необходимо также учитывать и то обстоятельство, что для проверки справедливости соотношения (1) даже для одной партии образцов при  $k$  различных режимах нагружения, следовало бы разрушить по крайней мере  $(k+1)$  образец из этой партии. В то время как для расчетов с привлечением РЭМ в качестве исходной информации требуется минимальное число опытных данных.

#### Список литературы

1. Коллинз Дж. Повреждение материалов в конструкциях. Анализ, предсказание, предотвращение: Пер. с англ. — М.: Мир, 1984. — 624 с.
2. Милешкин М.Б., Библик И.В. Основы применения специального расчетно-экспериментального метода для оценки несущей способности элементов конструкций и исследования особенностей их разрушения // Вісник Інже-

нерної Академії України.- Київ, 2001.- №3.- С. 126-129.

3. Трощенко В.Т., Сосновский Л.А. Сопротивление усталости металлов и сплавов: Справочник. – Ч. 1. – Киев: Наукова думка, 1987. – 512 с.
4. Милешкин М.Б., Библик И.В. Исследование кинетики многоциклового усталости методом компьютерного моделирования // Труды 7-й международной научно-технической конференции "Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве". – Харьков, 2003.- С. 149-151.
5. Милешкин М.Б., Библик И.В. Новый подход к суммированию усталостных повреждений // Материалы 12-ой МНТК «Физические и компьютерные технологии» (7-8 июня 2006 г., г. Харьков). – 2006. – С. 153-155.

#### **Анотація**

##### **Застосування комп'ютерного моделювання для підсумовування усталостних ушкоджень**

*На прикладі низкоуглеродистой сталі й односпрямованого конструкційного склопластику проаналізована можливість застосування комп'ютерного моделювання для оцінки ступеня пошкоджуваності конструкційних матеріалів у процесі многоциклового утоми з погляду гіпотези лінійного підсумовування усталостних ушкоджень.*

#### **Abstract**

##### **Application of computer modelling for summation of fatigue damages**

*On an example low carbonaceous steel and the unidirectional constructional fiberglass the opportunity of application of computer modelling for an estimation of a degree of damageability of constructional materials is analysed during multicyclic weariness from the point of view of a hypothesis of linear summation of fatigue damages.*

## АНАЛИЗ ЛОКАЛИЗАЦИИ ВИБРАЦИОННЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ЛОПАТОК ТУРБОМАШИН С УЧЕТОМ ПОВРЕЖДЕНИЙ

Стороженко М.А.  
(ИПМаш НАН Украины)

*В работе проведен анализ колебаний и исследовано распределение локализации напряжений в турбинных лопатках с повреждениями. Проанализировано влияние различной глубины и места расположения трещины на вибрационные характеристики. Достоверность полученных результатов обеспечивалась сравнением с экспериментальными данными.*

### **Введение**

Одной из наиболее важных задач современного турбостроения является обеспечение вибрационной прочности лопаточного аппарата. Причем основную опасность представляет локализация вибрационных напряжений, которая вызывается сложной конструктивной формой объектов, технологическими и эксплуатационными факторами. К последним относятся появление трещин и трещиноподобных дефектов.

Для получения адекватной картины распределения вибрационных полей напряжений в лопатках необходимы анализ влияния повреждений на динамическое напряженно-деформированное состояние (НДС) системы и разработка приемов их учета.

Для наиболее точного и полного описания геометрии конструкции необходимо использование трехмерных моделей. Трехмерные конечно-элементные модели позволяют варьировать место расположения трещины и ее размер. В работе рассматриваются колебания камертонного образца, моделирующего пакет лопаток, с повреждениями типа трещин на основании трехмерных конечно-элементных моделей.

Существует в основном два подхода для построения конечно-элементных моделей конструкций с трещиной [1]. Первый использует разбиение всей исследуемой области обычными конечными элементами с существенным сгущением сетки элементов по мере приближения к вершине трещины. Второй заключается в применении специальных элементов, окружающих вершину трещины, что позволяет учитывать особенности распределения напряжений вблизи вершины [2 - 4].

### **Постановка задачи**

В предыдущих работах авторов рассматривалось влияние размера и места расположения трещины на колебания пакета лопаток [5, 6]. В данной работе ставится цель определить достоверность полученных численных результатов колебаний камертонного образца с трещиной, моделирующего пакет лопаток, путем сравнения их с экспериментальными данными, полученными в Институте проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины.

Для моделирования сингулярного поля напряжений в вершине трещины

использовались изопараметрические квадратичные конечные элементы с двадцатью узлами, функции формы которых позволяют описать изменения напряжений внутри элемента с большими градиентами.

### Численный анализ

В работе рассмотрено влияние глубины и места расположения трещины на формы колебаний камертонного образца, моделирующего пакет лопаток. Сравнялось напряженно-деформированное состояние камертонного образца без трещины (рис. 1а) и с различной глубиной и местами расположения поперечной трещины (рис. 1б, 1в, 1г), а также проведено сравнение численных данных с экспериментальными. На рис. 1 приведены поля интенсивностей напряжений камертонного образца при колебаниях по третьей форме, а на рис. 2 – по четвертой форме.

Экспериментальные исследования колебаний образца камертонного образца проводились для случая первой изгибной формы колебаний стержней в плоскости их максимальной жесткости. При наличии повреждения одного из стержней нарушается регулярность системы, вследствие чего возбуждаются синфазная и антифазная формы колебаний стержней. Полученные при этом частотные характеристики рассматриваемой колебательной системы соответствуют расчетным частотам  $f_3$  и  $f_4$  ее конечноэлементной модели.

### Результаты исследования

Анализ расчетных и экспериментальных данных показал, что хотя абсолютные значения частот колебаний несколько и различаются, однако отношение частот расстроенной и настроенной систем  $\bar{f}_3 = f_3/f_3$  без трещины и  $\bar{f}_4 = f_4/f_4$  без трещины практически совпадают. Для сопоставления расчетных и экспериментальных данных в таблицах 1 и 2 приведены результаты выполненных работ.

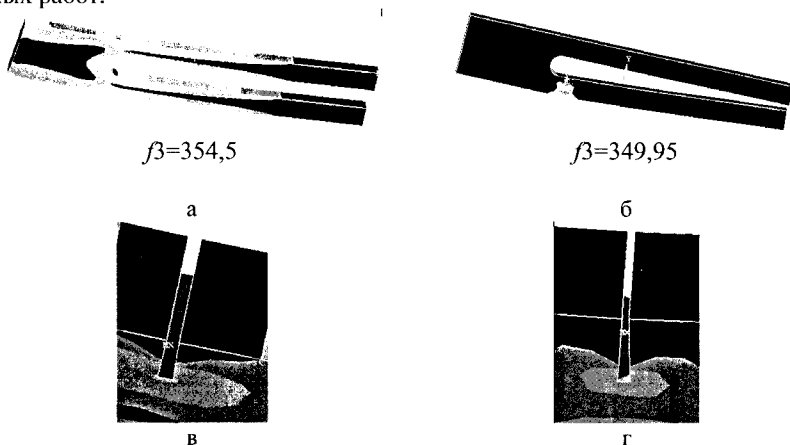


Рис. 1. Поля интенсивностей напряжений и частоты колебаний в Гц при колебаниях по третьей форме без трещины (а), с трещиной глубиной 8 мм (б) и вблизи трещины глубиной 4мм (в) и 8 мм (г).

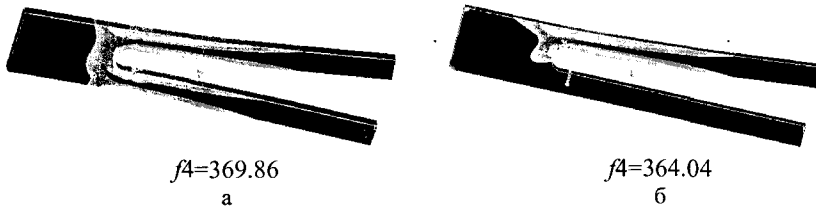


Рис. 2. Поля интенсивностей напряжений и частоты колебаний в Гц при колебаниях по четвертой форме с трещиной глубиной 2 мм (а) и 8 мм (б).

Таблица 1  
Частоты колебаний в Гц при колебаниях камертонного образца по третьей форме

	№ частоты	без трещины	Глубина трещины				
			1 мм	2 мм	4мм	6мм	8 мм
Расчет	$f_3$	354,5	353,35	349,95	332,69	300,5	254,54
	$\bar{f}_3$	1,000	0,997	0,987	0,938	0,848	0,718
Эксперимент	$f_3$	344,88	343,58	339,14	326,43	299,96	257,12
	$\bar{f}_3$	1,000	0,996	0,983	0,946	0,87	0,745

Таблица 2  
Частоты колебаний в Гц при колебаниях камертонного образца по четвертой форме

	№ частоты	без трещины	Глубина трещины				
			1 мм	2 мм	4мм	6мм	8 мм
Расчет	$f_4$	373,3	372,16	369,86	366,1	364,62	364,04
	$\bar{f}_4$	1,000	0,997	0,991	0,981	0,977	0,975
Эксперимент	$f_4$	357,2	356,63	354,1	352,36	351,51	350,8
	$\bar{f}_4$	1,000	0,998	0,991	0,986	0,984	0,982

Как следует из приведенных выше таблиц для синфазных колебаний различие абсолютных значений расчетных и экспериментальных частот не превышает 3 %, а для антифазных – 5 %.

#### Список литературы

1. Вычислительные методы в механике разрушения: Пер. с англ./ Под ред. С. Атлури. – М.: Мир, 1990. – 392 с.
2. Воробьев Ю.С., Романенко В.Н., Тишковец Е.В., Стороженко М.А. Колебания турбинных лопаток с повреждениями // Вибрации в технике и технологиях. – 2004. - №5(37). – С. 47-51.
3. Воробьев Ю.С., Тишковец Е.В., Стороженко М.А., Романенко В.Н. Локали-

зация вибрационных напряжений в лопатках ГТД с повреждениями // Авиационно-космическая техника и технология. – 2004. - Вып.8(16). – С. 80-82

4. Воробьев Ю.С., Романенко В.Н., Стороженко М.А. Колебания модельной лопатки с повреждениям типа трещины // Труды VIII Международной научно - технической конференции «Физические и компьютерные технологии» (9-10 декабря 2003 г., Харьков) – С. 293-296.
5. Воробьев Ю.С., Романенко В.Н., Стороженко М.А. Колебания пакета лопаток с повреждениями // Вестник двигателестроения. – 2005. - №2. – С. 118-120.
6. Ю. Воробьев, В. Романенко, М. Стороженко, Е. Тишковец Проблемы численного анализа лопаточного аппарата турбомашин // IX Konferencja Naukowo-Techniczna “Programy MES w komputerowym wspomaganiu analizy, projektowania i wytwarzania” (Gizycko, 19-22 pazdziernika 2005) – P. 121-128.

### **Анотація**

#### **Аналіз локалізації вібраційних напружень лопаток турбомашин з урахуванням пошкоджень**

*В роботі проведено аналіз коливань та досліджено розподілення локалізації напружень в турбінних лопатках з пошкодженнями. Проаналізовано вплив різної глибини та місця розташування тріщини на вібраційні характеристики. Достовірність одержаних результатів забезпечується порівнянням з експериментальними даними.*

### **Abstract**

#### **The analysis of vibration stress localization of turbomachine blading in view of damages**

*The work presents an analysis of vibrations, and investigates the distribution of stress localizations in damaged turbine blading. The affect of the different depth and location of cracks on the vibration characteristics is analyzed. The validity of results obtained has been ensured by comparison with experimental data.*



## СИСТЕМА КОНТРОЛЯ ТОЛЩИНЫ СЛОЯ УПРОЧНЕННОГО МАТЕРИАЛА ПРИ ВИБРООБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ

Кузнецов В., Калмыков М., Яковенко В.  
(ВНУ им. В. Даля, г. Луганск)

*Предложен метод контроля толщины упрочненного слоя материала непосредственно во время обработки.*

При обработке крупногабаритных ферромагнитных деталей, которые закрепляются в обойму и совершают вращательное движение, имеется необходимость непосредственно во время обработки контролировать толщину слоя упрочненного материала (ТСУМ).

Для контроля упрочненного поверхностного слоя обрабатываемых деталей предлагается многочастотный электромагнитный метод. Контроль состояния поверхности деталей ведется при движении детали относительно измерительного преобразователя. Контроль осложняется тем, что в зону действия преобразователя деталь входит на малый промежуток времени. Причем амплитуда сигнала непрерывно изменяется вследствие относительного перемещения детали и преобразователя. Когда в зону действия преобразователя входит следующая закрепленная в барабане деталь, то воздушный зазор между измерительным преобразователем и контролируемой поверхностью детали изменяется в некоторых пределах.

На рис. 1 показан принцип действия измерения величины упрочненного слоя при вибрационной обработке в контейнере. В контейнере 1 в рабочей среде 2 находится барабан 3 с закрепленными на нем деталями 4.

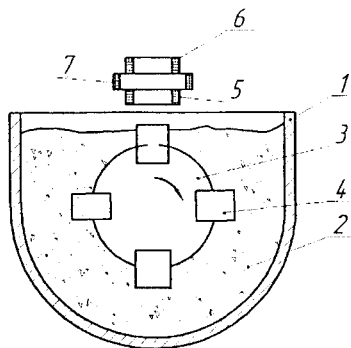


Рис. 1. Принцип контроля поверхностного слоя ферромагнитных деталей 1 - контейнер; 2 - рабочая среда; 3 - барабан; 4 - обрабатываемая деталь; 5 - измерительный преобразователь; 6 - компенсационный преобразователь; 7 - катушка возбуждения.

находящаяся в нижней части барабана, в области расположения датчика, в измерительной обмотке формируется сигнал, несущий информацию о толщине упрочненного слоя. Сигнал существует время, за которое контролируемая деталь проходит зону

Приборы структурного анализа поверхностного слоя ферромагнитных изделий существуют давно [1, 2, 3] и выпус-

каются серийно [4, 5]. Однако их использованию в данном случае препятствует следующий ряд нерешенных задач:

- кратковременность вхождения датчика в зону контроля требует специальных методов и аппаратуры обработки информации;
- колебания зазора между датчиком и деталью вносит помеху в сигнал, которую необходимо компенсировать.

Поэтому прежде, чем использовать существующие структуроскопы, необходимы дополнительные исследования возможности неразрушающего контроля перемещающихся в пространстве деталей с выше приведенными особенностями контроля, на основе которых разработать методику контроля.

При электромагнитном контроле структуры ферромагнитного материала, как было сказано в анализе литературных источников, наиболее перспективным является метод высших гармоник, поэтому этот метод будет положен в основу системы контроля толщины слоя упрочненного материала ТСУМ. Анализ литературных источников показывает, что наиболее эффективен метод контроля, который получил название -гармонический. В основе гармонического анализа лежит нелинейная зависимость индукции в функции изменения намагничивающего поля. Характер нелинейности зависит от совокупности свойств ферромагнетика и в частности от микроструктуры.

Требование повышения чувствительности вихретокового преобразователя при контроле высших гармоник делает целесообразным изучение условий контроля этим методом ТСУМ. Режимы работы преобразователей изучены для деталей с площадью во много раз превышающей размеры преобразователей. В рассматриваемом случае размеры преобразователей соизмеримы с линейным размером контролируемой детали. В результате влияния краев изделия существенно изменяются амплитудно-фазовые соотношения выходного сигнала преобразователя, и результаты существующих теоретических расчетов оказываются неприемлемыми [4]. Для выбора режимов контроля ТСУМ необходимо по экспериментальным данным построить годографы гармонических составляющих сигнала и определить чувствительность накладного преобразователя. Априори была высказано предположение о преимуществе использования третьей гармоники сигнала.

Структурная схема измерительной установки, использованной для исследования третьей гармоники, приведена на рис. 2. Она состоит из прецизионного генератора Г (типа ГЗ-514), к которому, через высококачественный усилитель мощности УМ, подключена последовательно с резистором R возбуждающая обмотка накладного преобразователя П. К измерительной обмотке преобразователя через избирательный усилитель ИУ1 подключен фазочувствительный вольтметр ВФ. Вход эталонного напряжения фазочувствительного вольтметра подключен через избирательный усилитель ИУ2 к триггеру Шмитта ТШ, который подключен к резистору R. Для лучшего выделения исследуемой третьей гармоники избирательные усилители выполнены в виде последовательно соединенных селективных вольтметров.

Напряжение с генератора Г через усилитель мощности УМ подается на возбуждающую обмотку преобразователя П. Нелинейные искажения тока воз-

буждения не превышают 0,3%, что очень важно при контроле по третьей гармонике. Третья гармоника сигнала с измерительной обмотки преобразователя выделяется избирательным усилителем ИУ1 и поступает на один из входов фазочувствительного вольтметра ВФ. Опорный сигнал фазочувствительного вольтметра, представляющий третью гармонику частоты возбуждения, выделяется избирательным усилителем ИУ2 из прямоугольных импульсов, сформированных триггером Шмитта из напряжения, снимаемого с резистора R.

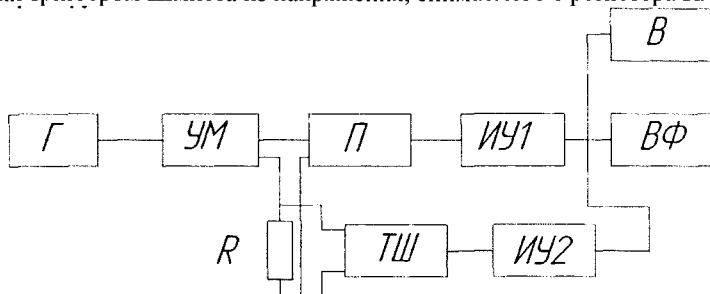


Рис.2. Структурная схема измерительной установки.

Селективные вольтметры в опорном канале настраиваются таким образом, чтобы отсутствовал фазовый сдвиг между эталонным напряжением третьей гармоники и первой гармоникой возбуждающего тока. Момент совпадения контролируется по фигурам Лиссажу с помощью осциллографического индикатора. Перед каждым измерением производится калибровка измерительного канала. Для этого напряжение с резистора R подается на вход измерительного усилителя ИУ1, который настраивается так, чтобы фазочувствительный вольтметр ВФ показал отсутствие фазового сдвига между входным и выходным сигналами в измерительном канале. После этого определяется коэффициент передачи измерительного канала.

Снятые на этой установке годографы третьей гармоники нормируют э.д.с. холостого хода. Годографы снимаются для буртиков большого «кармана» шатуна и для плоскости материала шатуна, то есть когда плоскость контроля много больше диаметра измерительного преобразователя. Детали подвергались виброобработке разные промежутки времени, ТСУМ менялась в пределах  $20 \cdot 10^{-6}$  -  $600 \cdot 10^{-6}$  м.

Определялась зависимость действительного значения нормированной величины напряжения и мнимой составляющей от частоты возбуждения, ТСУМ, величины напряженности магнитного поля возбуждения  $H_m$ . Зависимость от частоты представлялась зависимостью от параметра  $\beta$ ,

$$\beta = R \sqrt{\mu_0 \mu \cos \gamma},$$

где  $R$  - радиус измерительного преобразователя;  $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$  Гн/м;  $\mu$  - относительная магнитная проницаемость контролируемого материала;  $\omega = 2\pi f$  - угловая частота;  $f$  - циклическая частота;  $\gamma$  - проводимость контролируемого ма-

териала.

Таблица 1

Зависимость параметра  $\beta$  от частоты при параметрах

$$R=0,5 \cdot 10^{-2} \text{ м}; \mu=800; \gamma=2 \cdot 10^{-6} \text{ См/м}$$

$f$ , Гц	500	1000	2000	5000	$10^4$
$\beta$	12,56	17,8	25	40	56

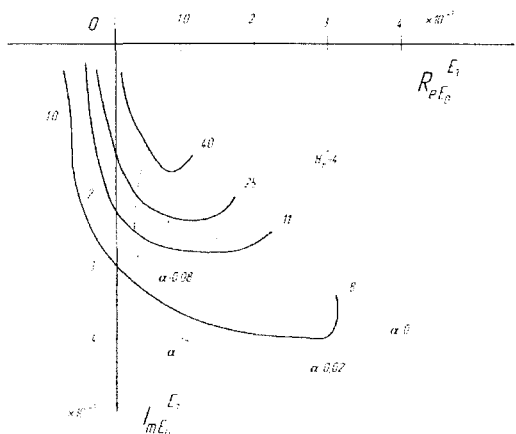


Рис. 3. Годографы третьей гармоники для изделий с различной глубиной упрочненного слоя.

Снятые на установке годографы третьей гармоники, нормированной на э.д.с. холостого хода для различной глубины упрочненного слоя и напряженности возбуждающего поля  $H_m$  представлены на рис. 3. При построении этих годографов объект контроля представлялся в виде двухслойного изделия. Толщина слоя  $\alpha$  представлена на графиках в абсолютном значении, в миллиметрах. Нормирование напряженности поля привязано величиной  $H=2 \cdot 10^3$  А/м. Годографы третьей гармоники существенно отличаются от годографов первой гармоники (рис. 4). Они располагаются в третьей и четвертой четверти комплексной плоскости и представляют отрезок спирали, раскручивающейся в сторону уменьшения глубины упрочненного слоя ( $\alpha \rightarrow 0$ ). Годографы, соответствующие большим значениям обобщенного параметра  $\beta$ , располагаются внутри годографов с меньшим значением  $\beta$ .

Из графиков приведенных на рис. 3 видно, что максимальные значения, вносимые в контур действительные и мнимые составляющие э.д.с. имеют при  $\beta=8$ . Но имеется участок в области  $0 < \alpha < 0,02$  с резко выраженной нелинейностью, поэтому следует выбирать значения  $11 < \beta < 40$ , в этом случае преобладающее значение имеет действительная составляющая вносимой э.д.с.

Детали в обейме устанавливаются с некоторым разбросом их положения в

пространстве, что вызывает изменение зазора между измерительным преобразователем и плоскостью детали, то есть изменяются величины  $h_1$  и  $h_2$ , что вносит значительную погрешность в результаты измерений. В абсолютных значениях это изменение составляет 0,3-2 мм, что вносит в относительную погрешность в измерения равную 20-120%.

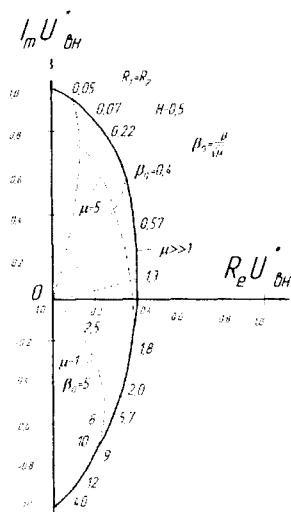


Рис. 4. Годографы вносимого напряжения от параметр об изделия б биде ферромагнитного полупространствами.

Без компенсации измерения зазора устройство контроля толщины слоя упрочнения железа становится неработоспособным. Механическим путем, то есть изменяя расстояние между преобразователем и деталью в зависимости от их взаимного положения сложно и не надежно.

Поэтому предлагается электронная схема компенсации погрешности при изменении зазора. Принцип построения устройства компенсации иллюстрируется блок-схемой, приведенной на рис. 5.

При проходе детали 1 под измерительным преобразователем 3, последний формирует сигнал пропорциональный расстоянию между измерительным преобразователем и плоскостью детали. Этот сигнал обрабатывается устройством 7 и подается на блок формирования напряжения возбуждения 9 основного измерительного преобразователя 3. Таким образом, ток в катушке возбуждения измерительного преобразователя 2 находится в обратной зависимости от воздушного зазора между измерительным преобразователем 2 и поверхностью контролируемой детали. Сигнал с основного измерительного преобразователя 2 снимают только тогда, когда он находится в середине детали. Для этой цели установлен измерительный преобразователь 4 (также токовихревого типа, который вырабатывает сигнал в тот момент, когда преобразователь находится у края контролируемой детали).

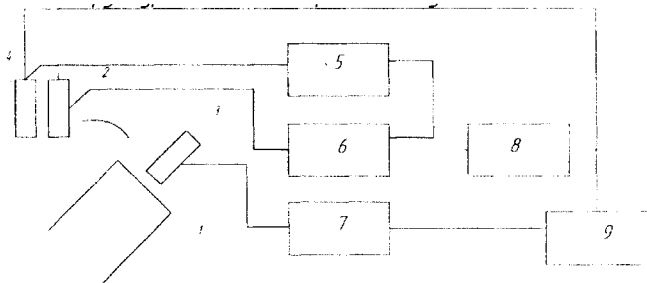


Рис. 5. Блок-схема системы контроля толщины упрочненного слоя: 1 - контролируемая деталь, 2 - измерительный преобразователь для измерения толщины упрочненного слоя, 3 - измерительный преобразователь для измерения воздушного зазора, 4 - датчик положения измерительного преобразователя, 5, 6, 7 - устройства обработки выходных сигналов датчиков, 8 - схема формирования напряжения выходной информации, 9 - схема формирования напряжения возбуждения.

В этой системе, помимо основного измерительного преобразователя 2, важную роль играет токовихревой измерительный преобразователь 3, который измеряет расстояние между нижней катушкой преобразователя и плоскостью обрабатываемой и одновременно контролируемой детали.

Линейность компенсации получается такова, что ее погрешность не превышает 1-3%. Такую линейность можно получить, применяя магнитные датчики, однако рациональнее будет использовать в системе определения толщины упрочненного слоя измерительные преобразователи, действующие на едином физическом принципе. В этом случае упрощается техническая реализация системы и ее эксплуатационное обслуживание.

Основной измерительный преобразователь должен включаться на время его нахождения над обрабатываемой и контролируемой деталью. Этот промежуток времени определяется измерительным преобразователем 4 (рис. 5), который расположен на расстоянии равном половине ширины детали относительно основного измерительного преобразователя. В дальнейшем этот измерительный преобразователь называется преобразователем места.

Его принцип действия также является токовихревым. Характер изменения его выходного сигнала при перемещении относительно контролируемой детали показан на рис. 6.

На рис. 6 показано выходное напряжение измерительного преобразователя места в функции времени  $U_{\text{вых}}(t)$  после его обработки устройством обработки сигналов измерительных преобразователей 5 (рис. 5). Под

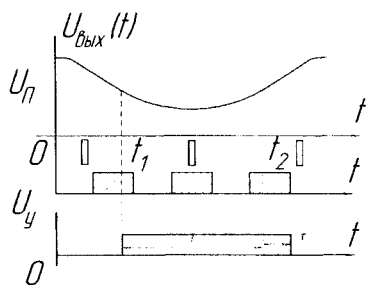


Рис. 6. Эпюры напряжения, поясняющие принцип работы измерительного преобразователя места.

эпюрой этого напряжения показаны относительные положения измерительного преобразователя места и контролируемой детали в разные моменты времени.

В момент времени  $t_1$  выходное напряжение измерительного преобразователя места становится равным пороговому напряжению  $U_{Д}$ , при этом начинает формироваться напряжение управления  $U_v$ , которое представляет собой импульс длительностью  $T$ .

Импульс заканчивается в момент времени  $t_2$ , то есть тогда, когда измерительный преобразователь выйдет из зоны взаимодействия с поверхностью контролируемой детали. Время  $t_2$  является временем получения информации из основного измерительного преобразователя  $t$ , которое определяется скоростью перемещения детали в контейнере.

Импульс управления длительностью  $T$  служит также сигналом для счетчика контролируемых деталей, то есть устройством, идентифицирующим каждую деталь.

Сигнал, полученный во время  $\tau$ , от основного измерительного преобразователя анализируется в блоке 8 (рис. 5) по фазовому и амплитудному значению и запоминается до следующего полного оборота обоймы. При получении после полного оборота следующего сигнала происходит сравнительный анализ двух сигналов, что и позволяет определить изменение толщины слоя упрочненного материала.

Конструктивные параметры измерительного преобразователя места следующие:  $R_1=8\text{мм}$ ,  $R_2=13\text{мм}$ ,  $W_1=80$  витков,  $W_2=120$  витков.

Все узлы устройств обработки сигналов взяты из серийно выпускаемой аппаратуры электромагнитного неразрушающего контроля.

**Выводы.** 1. Предложен и научно обоснован электромагнитный метод контроля толщины упрочненного слоя крупногабаритных ферромагнитных изделий, который позволяет производить контроль, не прерывая технологического процесса виброобработки изделий. 2. Экспериментально определена величина вносимого комплексного напряжения и ее зависимость от параметров измерительного преобразователя, что дает возможность рациональным образом выбрать параметры последнего. 3. Предложен электронный бесконтактный метод компенсации изменения зазора между основным измерительным преобразователем и поверхностью контролируемой детали.

#### Список литературы

1. Приборы для неразрушающего контроля материалов и изделий. Справочник. Под ред. В.В. Клюева. - М.: Машиностроение, 1989. - 326 с.
2. Корзупин Г.С., Чистяков В.К., Соколятина И.П. Особенности контроля качества крупнозернистой анизотропной холоднокатаной стали, обусловленные неоднородностью кристаллографической структуры. - Дефектоскопия, 1999, № 11. - с. 38-44.
3. Комаров В.А. Информационные особенности спектрально-гармонических моделей для бесконтактных методов оценки физико-механических свойств материалов. - Дефектоскопия, 2002, № 1. - с. 56-60.
4. Мужижкий В.Ф., Попов Б.Е. и др. Магнитный контроль напряженно-

- деформированного состояния и остаточного ресурса стальных металлоконструкций грузоподъемных кранов. - Дефектоскопия, 1996, № 2. - с. 12-19.
5. Мужичкий В.Ф., Карабачевский В.А. Вихретоковый дефектоскоп ВД-89 НП. - Дефектоскопия, 2002, Я№ 11. - с. 55-59.
  6. Дорофеев А.Л. Электроиндуктивная дефектоскопия. - М.: Машиностроение, 1987.-231 с.
  7. Соболев В.С., Шкарлет Ю.М. Накладные и экранные датчики. - Новосибирск: Наука, 1997. - 144 с.
  8. Романенко А.В., Мирошников В.В. Математическая модель поля датчика над ферромагнитной поверхностью // Вестник государственного университета Львовская политехника: Радиоэлектроника и телекоммуникации. - 2000, № 387. - с. 480-483.

#### **Анотація**

#### **Система контролю товщини шаруючи зміцненого матеріалу при вibroобработке деталей**

*Запропоновано метод контролю товщини зміцненого шару матеріалу безпосередньо під час обробки.*

#### **Abstract**

#### **The monitoring system of thickness of the layer of the strengthened material at vibrating processing details**

*The quality monitoring of thickness of the strengthened layer of a material is offered directly during processing.*



## ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА НАРЕЗАНИЯ ВНУТРЕННЕЙ РЕЗЬБЫ В БАЛЛОНАХ

Иванов И.Е.

*(Приазовский государственный технический университет)*

*В работе приведены результаты исследования процесса нарезания внутренней резьбы в баллонах.*

При крупносерийном и массовом производстве баллонов чрезвычайно актуальной проблемой является обеспечение высококачественной механической обработки отверстия в горловине баллона и нарезания в нем конической резьбы [1]. Как установлено экспериментально, брак по резьбе составляет 15,5 %, в том числе по видам дефектов: рваная резьба – 4,31%; прослабленная резьба – 2,84%; тугая резьба – 2,75%; неполный профиль резьбы – 2,27%; поломка метчика – 3,35%. В работе [1] предложена новая технология механической обработки отверстия, позволившая уменьшить брак по резьбе до 1,31%.

Целью настоящей работы является теоретическое исследование процесса нарезания внутренней резьбы в баллонах.

Анализ технологических операций на предприятиях, а также изучение литературных источников [2], показывает, что процесс нарезания внутренней резьбы метчиком сопровождается повторяющимися дефектами резьбы. Основными дефектами являются следующие:

- разбивание среднего диаметра резьбы сверх установленного допуска;
- конусность среднего диаметра резьбы с выходом за пределы поля допуска;
- отклонение от симметричности профиля резьбы;
- перекося оси резьбы относительно торца детали.

Из-за этих дефектов процесс резьбонарезания часто является «узким» местом, особенно при работе на автоматической линии.

Кроме того, во многих случаях происходит выкрашивание режущих кромок и поломка метчиков.

При нарезании резьбы в коническом отверстии резьба не калибруется, кроме того, к моменту остановки метчика всегда остаются стружки, не отделенные от основной массы материала. На рис.1 показано поперечное сечение метчика, находящегося в детали в момент остановки для перемены хода. Перед каждым зубом метчика остается корень стружки большей или меньшей длины.

При обратном ходе каждый зуб метчика должен пройти зону, где остались корни стружки и каким-то образом смять их. При достижении определенной величины сила, необходимая для смятия стружки, может оказаться достаточной для того, чтобы произошло выкрашивание режущей кромки.

Статистические наблюдения в производстве и ряд литературных источников показывают, что выход метчиков из строя в результате поломок достигают значительных размеров (50 ÷ 70%).

Частые поломки метчиков приводят к тому, что автоматическая линия не в

состоянии обеспечить запланированную производительность, брак баллонов чрезвычайно велик (достигает 15,5%), расход метчиков превышает всякие нормы.

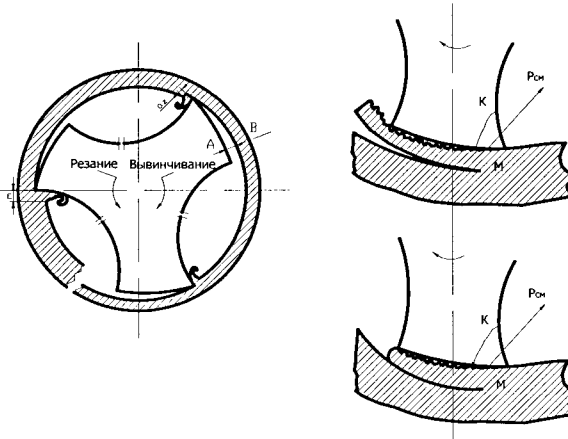


Рис.1. Схема образования «донных» стружек при нарезании несквозных резьб.

Исследование условий нагружения дает возможность понять динамику процессов, происходящих при работе метчиком.

Все факторы, оказывающие влияние на схему сил, могут быть разбиты на две группы:

- изменяющие только величины сил в схеме;
- изменяющие саму схему сил и их величины.

К первой группе относятся: обрабатываемый материал, действительные размеры метчика, качество СОЖ, степень затупления метчика, наличие налипания обрабатываемого материала на метчик, элементы геометрии режущих кромок, величина внешней осевой силы и др.

Ко второй группе относятся: перекос оси отверстия относительно оси метчика в момент захода последнего, несовпадение оси метчика с осью отверстия, наличие деформаций метчика в процессе работы, действительные размеры отверстий под резьбонарезание.

Влияние факторов первой группы изучено достаточно глубоко. Так как в процессе наших исследований не изменяется обрабатываемый материал, размеры метчика и т.д., то влияние этих факторов остается постоянным и в дальнейшем не рассматриваются.

**Влияние жесткости метчика.** Рассматривая схемы сил при «нежестком» метчике необходимо отметить, что при приложении крутящего момента, кроме простого закручивания на какой-либо угол, зубья будут иметь продольные перемещения, геометрия метчика видоизменяется, углы наклона витков резьбы на метчике будут иметь значения отличные от расчетных. Изменение угла наклона резьбы метчика (из-за наличия угла закручивания и изгиба поперечных сечений) приводит к тому, что зубья метчика заклиниваются в витках нарезанной

резьбы.

При неабсолютно жестком метчике процесс резьбонарезания конической резьбы будет протекать следующим образом. В первоначальный момент метчик под действием внешнего крутящего момента  $M_{вн.}$  и приложенной к нему внешней осевой силы  $P_{вн}$  начинает «резание» первым витком. Под действием уравновешенных между собой крутящих моментов резания  $M_{кр.р.}$  и момента  $M_{вн.}$ , приложенного к хвостовику, рабочая часть метчика будет скручиваться. Угол подъема витков при этом изменяется по сравнению с исходным. Каждый входящий в отверстие зуб режущей части, как бы заклинивается в витках резьбы, в результате чего крутящий момент возрастает. Наибольшее заклинивание будет у последнего зуба, так как он закручивается под действием полного момента

Максимальное защемление последнего витка является одной из причин так называемого «заваривания» метчика.

При неабсолютно жестком метчике уравнение моментов представляется в следующем виде [2]:

$$M_{кр.рез} = M_p + M_{m,n} + M_{m,e} + M_{mp,1}, \quad (1)$$

где  $M_{кр.рез}$  - крутящий момент, необходимый для резьбонарезания;  $M_p$  - момент необходимый для резания;  $M_{m,n}$  - момент трения зубьев метчика о витки резьбы для преодоления реакций осевой составляющей от сил резания и обеспечения самоподачи метчика;  $M_{m,e}$  - момент трения стружки о метчик;  $M_{m,p,1}$  - момент трения в результате защемления зубьев метчика в витках резьбы из-за скручивания метчика.

Защемление витков в результате скручивания хорошо ощущается при ручной нарезке резьбы. Квалифицированный рабочий при нарезке резьбы вручную никогда не вращает метчик непрерывно в одну сторону, а работает с «покачиванием», уменьшая этим защемление.

**Влияние перекоса оси отверстия.** При резьбонарезании в реальной технологической наладке всегда имеет место перекося оси отверстия относительно оси метчика. Для рассмотрения схемы сил при наличии этого фактора необходимо разобрать одно принципиальное положение, характеризующее работу метчика. Оно заключается в том, что ось резьбы не всегда совпадает с осью отверстия (в отличие от работы зенкеров и разверток).

В начале резьбонарезания при перекошенном отверстии перекося почти не ощущается и схема сил, действующих на метчик, одинакова со схемой, имеющей место при нарезании неперекошенного отверстия. Однако по мере внедрения метчика в отверстие, одно из перьев оказывается каждый раз более нагруженным, так как оно снимает больший припуск. Метчик по отверстию при этом не выправляется, так как он базируется в нарезанных ранее витках, которые служат направляющими. Это явление имеет место при закреплении метчика в качающемся и плавающем патроне и тем более при его жестком креплении. Поэтому метчик продолжает перемещение в том же направлении. Это положение можно сформулировать следующим образом: при нарезании резьбы метчиком ось резьбы располагается в том направлении, в котором располагалась ось режущей части метчика при нарезании первых заходных витков, независимо от того, совпадает ли она с осью отверстия или нет. Это правило применимо ко

всем метчикам, в том числе и к метчикам, имеющим различные «направляющие» хвостовики.

С учетом сказанного выше, схема сил при резбонарезании может быть представлена следующим образом. Метчик, ввертываясь в перекошенное отверстие, продолжает осевое перемещение в направлении своей оси; при этом он с одной стороны отверстия детали снимает все больший припуск. В связи с тем, что сила резания пропорциональна площади поперечного сечения среза, радиальная составляющая с одной стороны будет больше противоположной радиальной силы; по мере углубления разница между ними все время будет увеличиваться.

Результирующая этих сил  $\Sigma P_p$  также по мере углубления метчика будет расти, стремясь изогнуть метчик и направить его по отверстию. Как показал опыт, этого, однако, не происходит, так как результирующая сила недостаточна для того, чтобы изогнуть метчик и изменить его направление. Однако некоторое влияние силы  $\Sigma P_p$  проявляется. Из-за все возрастающего отжима возникают дополнительные силы, которые создают момент противодействия проворачиванию метчика. Наличие этих сил увеличивает силы трения и резба, нарезания в перекошенных отверстиях, часто имеет эллипсность по среднему диаметру. Большая ось эллипса располагается в плоскости, в которой лежат оси метчика и перекошенного отверстия. Уравнение моментов при этом выразится в следующем виде:

$$M_{кр.рез} = M_p + M_{m.n} + M_{m.c} + M_{мп1} + M_{мп2}, \quad (2)$$

где  $M_{мп2}$  - момент трения зубьев метчика о витки резьбы из-за перекоса оси отверстия и наличия силы  $\Sigma P_p$ .

Очевидно, при прочих равных условиях для величины момента трения  $M$  будет справедлива зависимость:

$$M_{мп2} = f(\beta; l),$$

где  $\beta$  - угол перекоса;  $l$  - длина резбонарезания.

**Влияние отклонения от соосности метчика и отверстия.** В зависимости от способа закрепления метчика схемы сил, при наличии отклонения от соосности, будет различным.

Существует три способа закрепления метчика: жесткое, в качающемся патроне, в плавающем патроне.

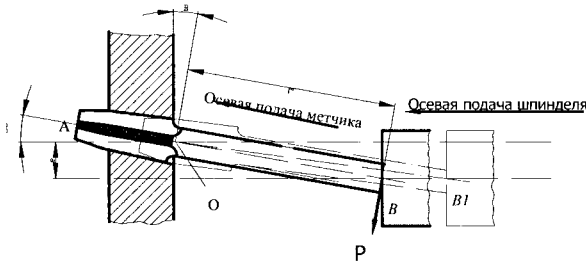


Рис.2. Схема нарезания резьбы при закреплении метчика в качающемся патроне.

В базовом технологическом процессе метчик закрепляется в качающемся патроне рис. 2.

Уравнение моментов для данного случая:

$$M_{кр.рез} = M_p + M_{m.n} + M_{m.c} + M_{mp1} + M_{mp2} + M_{mp3}, \quad (3)$$

где  $M_{mp3}$  - момент трения зубьев метчика о витки резьбы из-за искажения шагов метчика от действия изгибающего момента.

Экспериментально установлено влияние угла перекоса на величину крутящего момента, при закреплении метчика в качающемся патроне. В качестве инструмента используется метчик М12.

Величина крутящего момента по мере увеличения угла перекоса непрерывно возрастает. Применение качающегося патрона не снижает крутящий момент.

Установлено также, что увеличение отклонения от соосности отверстия и метчика приводит к увеличению величины крутящего момента (при закреплении метчика в качающемся патроне).

С увеличением отклонения от соосности отверстия и метчика изгибающая сила увеличивается.

Исходя из вышесказанного, разработаны рекомендации, которые обеспечат снижение скручивающих и изгибающих нагрузок метчика, чем и будет решен вопрос значительного снижения процента поломок метчиков при эксплуатации.

1. Для уменьшения величины крутящего момента  $M_{mp1}$ , от заклинивания зубьев метчика из-за его скручивания может осуществляться путем создания специальных конструкций метчиков с измененной геометрией зубьев, которая соответствует геометрии метчика «Закрученного» на необходимый угол в противоположную сторону. При приложении нагрузки такой метчик будет иметь «нормальную» геометрию». Такие метчики показали хорошие результаты.
2. Для уменьшения величины крутящего момента  $M_{mp2}$  от трения при переносе оси отверстия относительно оси метчика необходимо уменьшить величины углов перекосов при механической обработке отверстия под резьбу и на резьбонарезной операции.
3. Для уменьшения величины крутящего момента трения  $M_{mp3}$  и изгибающего момента  $M_{изг}$  в результате отклонения от соосности метчика и отверстия необходимо было тщательнее подойти к вопросу базирования деталей при обработке отверстия под резьбу и нарезании резьбы.

#### Список литературы

1. Новиков Ф.В., Иванов И.Е. Технологическое обеспечение точности и стабильности изготовления внутренних герметических резьб в горловинах газовых баллонов в условиях крупносерийного и массового производства // Физические и компьютерные технологии. Труды 12-й Межд. научн.-техн. конф. –Харьков: ХНПК «ФЭД», 2006. – С. 3-9.
2. Матвеев В.В. Нарезание точных резьб (машинными метчиками). - М.: "Машиностроение", 1968. - 116с.
3. Иванов И.Е., Новиков Ф.В. Влияние методов формообразования на точ-

ность механообработки. // Физические и компьютерные технологии. Труды 11-й Межд. научн.-техн. конф. Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2005. С. 108-113.

4. Иванов И.Е. Расчет погрешности формообразования при механической обработке // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства. – “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”. – 2005. – Вип. 33. – С. 143-148.

#### **Анотація**

#### **Дослідження процесу нарізування внутрішнього різьблення в балонах**

*У роботі приведені результати дослідження процесу нарізування внутрішнього різьблення в балонах.*

#### **Abstract**

#### **Research of process of cutting of the female thread in cylinders**

*In work results of research of process of cutting of a female thread in cylinders are resulted.*

## РАСЧЕТ И КОЛИЧЕСТВЕННАЯ ОЦЕНКА ПАРАМЕТРОВ ТЕПЛООВОГО ПРОЦЕССА ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Яценко С.М.

(ОАО «Харьковский завод Гидропривод»)

*В работе приведен теоретический анализ основных параметров теплового процесса при шлифовании.*

Проблема снижения теплонапряженности процесса механической обработки является чрезвычайно важной и актуальной для технологии машиностроения, что связано в первую очередь с обеспечением бездефектной обработки деталей, повышением их качества и эксплуатационных свойств. Решению данной проблемы в теории и практике машиностроения постоянно уделяется большое внимание [1-3]. Ей посвящены многочисленные монографии и публикации в научно-технической литературе. Разработана теория теплофизики процессов механической обработки, позволяющая математически описать тепловые поля, возникающие при резании, в инструменте и обрабатываемой детали, рассчитать оптимальные режимы резания и конструктивные параметры инструментов с учетом ограничения по температурному фактору.

В нашей работе [4] на основе расчетной схемы (рис.1) получены новые аналитические зависимости для расчета параметров теплового процесса при шлифовании с учетом перемещения температурного источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали. К этим параметрам относится температура шлифования

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z, \quad (1)$$

толщина поверхностного слоя, в котором концентрируется тепло

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}}, \quad (2)$$

мгновенная скорость распространения тепла вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали

$$V_{\theta} = \frac{V_{рез}}{z}, \quad (3)$$

доли количества тепла, уходящего в образующуюся стружку и обрабатываемую деталь, определяемые зависимостями

$$\frac{Q_1}{Q} = z, \quad (4)$$

$$\frac{Q_2}{Q} = 1 - z. \quad (5)$$

где  $V_{рез}$  – скорость перемещения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали, м/с;  $c$  – удельная теплоемкость обрабатываемого

материала, Дж/(кг·К);  $\rho$  плотность обрабатываемого материала, кг/м<sup>3</sup>;  $\lambda$  коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К;  $\sigma$  условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;  $z = \frac{\theta}{\left(\frac{\sigma}{c \cdot \rho}\right)}$  - относительная величина температуры.

ры.

Определим количественные значения этих параметров для вполне конкретных условий обработки, установленных экспериментально.

Рассматривая три указанные зависимости, видим, что в них входит один неизвестный параметр - это относительная величина температуры  $z$ . Ее можно определить на основе зависимости [4]

$$l_1 = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}} \cdot [\ln(1-z) + z] = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}} \cdot \bar{l}_1, \quad (6)$$

где  $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$ , задавая значения параметров:  $l_1$ ,  $c$ ,  $\lambda$ ,  $\rho$  и  $V_{рез}$ .

С увеличением длины  $l_1$  относительная величина температуры  $z$  увеличивается. Поэтому наибольшее значение  $z$  при плоском шлифовании будет достигаться при условии  $l_1=t$ , где  $t$  - глубина шлифования, м (рис. 1,б). Исходя из этого, определим значение  $z$  для условия  $l_1=t$ . Входящую в зависимость (6) скорость перемещения теплового источника  $V_{рез}$  вдоль рассматриваемого адиабатического стержня для плоского шлифования определим следующим образом:

$$V_{рез} = \frac{t}{\tau}, \quad (7)$$

где  $\tau$  время контакта шлифовального круга с рассматриваемым адиабатическим стержнем, с;

$$\tau = \frac{h}{V_{дем}}, \quad (8)$$

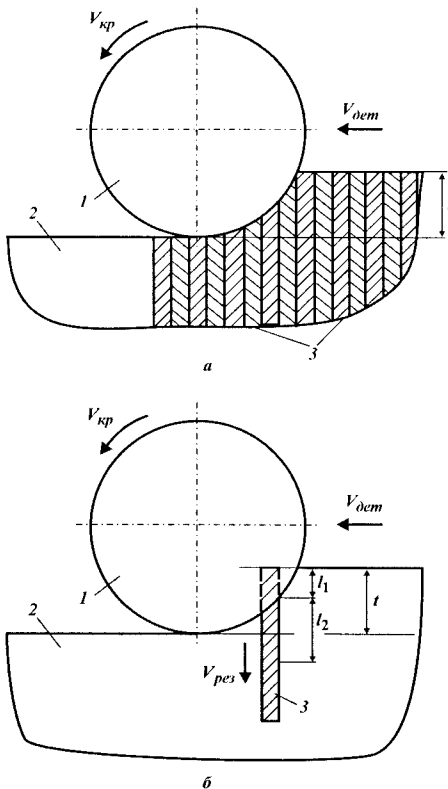


Рис. 1. Расчетная схема процесса шлифования: 1 - шлифовальный круг; 2 - обрабатываемая деталь; 3 - адиабатические стержни.



$V_{\text{дем}}$  скорость детали, м/с;  $h$  длина дуги контакта круга с деталью, м.

Параметр  $h$  определяется зависимостью:

$$h = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}, \quad (9)$$

где  $\rho = \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дем}}}$ ;  $R_{\text{кр}}$ ,  $R_{\text{дем}}$  соответственно радиусы круга и детали, м.

Для плоского шлифования  $R_{\text{дем}} \rightarrow \infty$ , тогда

$$h = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}. \quad (10)$$

Соответственно, время  $\tau$  определится:

$$\tau = \frac{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}}{V_{\text{дем}}} = \frac{t \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}}{Q_{\text{уд}}}, \quad (11)$$

где  $Q_{\text{уд}} = t \cdot V_{\text{дем}}$  удельная производительность обработки, м<sup>2</sup>/с (т.е. производительность обработки, приходящаяся на единицу ширины круга).

Скорость перемещения теплового источника  $V_{\text{рез}}$  (т.е. скорость перерезания адиабатического стержня) с учетом зависимостей (7) и (11) выразится:

$$V_{\text{рез}} = \frac{Q_{\text{уд}}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{\text{кр}}}} = V_{\text{дем}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}. \quad (12)$$

Подставляя зависимость (12) в зависимость (6) с учетом условия  $l_1 = t$ , имеем:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{\text{рез}} = \bar{l}_1, \quad (13)$$

где

$$\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z. \quad (14)$$

В итоге пришли к зависимости, в которой неизвестным параметром является безразмерная величина  $\bar{l}_1$ . Рассчитав ее по зависимости (13) и пользуясь табл. 1, можно определить искомое значение  $z$ . Приведенные в табл. 1 значения  $-\ln(1-z)$  и  $(1-z)$  взяты из справочника по математике, значения  $z$  определены по зависимости:  $1 - (1-z)$ , а значения  $\bar{l}_1$  по зависимости (14).

Для расчета безразмерной величины  $\bar{l}_1$  необходимо принять соответствующие исходные данные. Для этого используем экспериментальные данные, полученные при плоском алмазном многопроходном ( $t_1 = 0,01 \cdot 10^{-3}$  м) и глубинном ( $t_2 = 10^{-3}$  м) шлифовании твердосплавных пластин из ВК8:  $2R_{\text{кр}} = 0,3$  м;  $Q_{\text{уд}} = 600$  мм<sup>2</sup>/мин =  $10^{-5}$  м<sup>2</sup>/с,  $\lambda = 50$  Вт/(м·К);  $c = 175,9$  Дж/(кг·К);  $\rho = 15 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>.

Таблица 1

Расчетные значения  $z$  и  $\bar{l}_1$ 

№ n/n	$-\ln(1-z)$	$(1-z)$	$z$	$\bar{l}_1$
1	0	1,0	0	0
2	0,01	0,99	0,01	0
3	0,02	0,9802	0,0198	0,0002
4	0,03	0,9704	0,0296	0,0004
5	0,04	0,9808	0,0392	0,0008
6	0,05	0,9512	0,0488	0,0012
7	0,06	0,9418	0,0582	0,0018
8	0,07	0,9324	0,0676	0,0024
9	0,08	0,9231	0,0769	0,0031
10	0,09	0,9139	0,0861	0,0039
11	0,1	0,9048	0,0952	0,0048
12	0,11	0,8958	0,1042	0,0058
13	0,12	0,8869	0,1131	0,0069
14	0,13	0,8781	0,1219	0,0081
15	0,14	0,8694	0,1306	0,0094
16	0,15	0,8607	0,1393	0,0107
17	0,16	0,8521	0,1479	0,0121
18	0,17	0,8437	0,1563	0,0157
19	0,18	0,8353	0,1647	0,0153
20	0,19	0,8270	0,1730	0,017
21	0,2	0,8187	0,1813	0,0187
22	0,22	0,8025	0,1975	0,0225
23	0,24	0,7866	0,2134	0,0266
24	0,26	0,7711	0,2285	0,0311
25	0,28	0,7558	0,2442	0,0358
26	0,3	0,7408	0,2592	0,0408
27	0,35	0,7047	0,2953	0,0547
28	0,45	0,6376	0,3624	0,0876
29	0,55	0,5769	0,4231	0,1269
30	0,65	0,522	0,478	0,172
31	0,75	0,4724	0,5278	0,2224
32	0,85	0,4274	0,5726	0,2774
33	0,95	0,3867	0,6133	0,3367
34	1,05	0,3499	0,6501	0,3999
35	1,15	0,3166	0,6834	0,4666
36	1,25	0,2865	0,7135	0,5365
37	1,35	0,2592	0,7408	0,6092
38	1,45	0,2346	0,7654	0,6846
39	1,55	0,2122	0,7878	0,7622
40	1,65	0,1920	0,8080	0,8420
41	1,75	0,1738	0,8262	0,9238
42	1,85	0,1572	0,8428	1,0072
43	1,95	0,1423	0,8577	1,0923
44	2,05	0,1287	0,8713	1,1787
45	2,15	0,1165	0,8839	1,2665
46	2,25	0,1054	0,8946	1,3554
47	2,35	0,09537	0,9046	1,4453
48	2,45	0,08629	0,91371	1,53629
49	2,55	0,07808	0,92192	1,628
50	2,65	0,07065	0,92935	1,72065
51	2,75	0,06393	0,93607	1,81393
52	3,0	0,04979	0,95021	2,04979

В табл. 2 приведены рассчитанные по указанным зависимостям значения параметров  $\tau$ ,  $V_{рез}$ ,  $\bar{l}_1$  и  $z$ .

Таблица 2

Расчетные значения параметров  $\tau$ ,  $V_{рез}$ ,  $\bar{l}_1$ ,  $z$

Вид шлифования	$\tau$ , с	$V_{рез} \cdot 10^{-3}$ , м/с	$\bar{l}_1$	$z$
Многопроходное	0,00173	5,8	0,003	0,0769
Глубинное	1,73	0,58	0,03	0,2285

Как следует из табл. 2, относительная величина температуры  $z$  принимает небольшие значения — значительно меньше единицы. Следовательно, при шлифовании твердосплавной пластинки тепловой процесс не успевает стабилизироваться во времени и обработка производится в неустановившемся режиме. Стабилизация теплового процесса возможна лишь при существенном увеличении удельной производительности обработки  $Q_{уд}$ . Однако, это, естественно, приведет к недопустимо большим значениям температуры шлифования, соответствующим выполнению условия  $z \rightarrow 1$ .

При глубинном шлифовании значение  $z$  в три раза больше, чем при многопроходном шлифовании. Из этого вытекает, что при глубинном шлифовании при определенных условиях (при значительном увеличении производительности обработки) потенциально возможна стабилизация теплового процесса. Этим, пожалуй, можно объяснить то, что в ряде случаев при глубинном шлифовании были экспериментально получены зависимости (опубликованные в научно-технической литературе), в которых температура шлифования первоначально увеличивается, а затем стабилизируется с увеличением глубины шлифования или скорости детали [5], рис.2. При многопроходном шлифовании, как установлено экспериментально, температура шлифования в зависимости от режимов обработки непрерывно увеличивается, т.е. стабилизация теплового процесса не происходит.

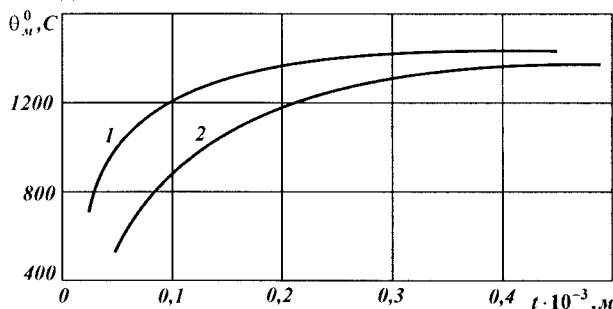


Рис. 2. Температурные зависимости при шлифовании образца из стали 40X на станке 3Е722 кругом 24А40ПСМ16К (1 — врезное шлифование с режимами  $V_{кр}=30$  м/с;  $V_{дем}=0,055$  м/с;  $t=0,04$  м; 2 — шлифование с поперечной подачей  $S=0,003$  м;  $V_{дем}=0,25$  м/с).

Определим по зависимости (1) значение температуры шлифования  $\theta$ , соответствующее условию стабилизации теплового процесса ( $z=1$ ). Для этого по зависимости

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{K_{рез}} \quad (15)$$

(где  $\sigma_{сж}$  — предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м<sup>2</sup>;  $K_{рез} = P_z / P_y$  — коэффициент резания;  $P_z, P_y$  — тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н) определим условное напряжение резания  $\sigma$  при шлифовании твердосплавной пластинки для следующих исходных данных:  $\sigma_{сж} = 4 \cdot 10^9$  Н/м<sup>2</sup>;  $K_{рез} = 0,5$ . В результате установлено:  $\sigma = 16 \cdot 10^9$  Н/м<sup>2</sup>.

Подставим данное значение  $\sigma = 16 \cdot 10^9$  Н/м<sup>2</sup>, а также значения  $c = 175,9$  Дж/(кг·К);  $\rho = 15 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup> в зависимость (1). В итоге имеем:  $\theta = 6064$  К. Таким образом, расчетами установлено, что в стабилизированном во времени тепловом процессе при шлифовании температура равна  $\theta = 6064$  К. Это весьма большая величина, которая, очевидно, не может быть реализована на практике ввиду того, что температура плавления обрабатываемого твердого сплава по абсолютной величине значительно меньше.

Для рассматриваемых условий обработки температура шлифования  $\theta$ , рассчитанная по зависимости (1) с учетом приведенных в табл. 2 данных  $z$  принимает следующие значения, табл. 3.

Таблица 3

Расчетные значения параметров  $\theta, \frac{Q_1}{Q}, \frac{Q_2}{Q}, \frac{Q_2}{Q_1}, \frac{\bar{l}_1}{\bar{l}_2}, V_\theta, \frac{V_\theta}{V_{рез}}$

Вид шлифования	$\theta, \text{К}$	$\frac{Q_1}{Q}$	$\frac{Q_2}{Q}$	$\frac{Q_2}{Q_1}$	$\frac{\bar{l}_1}{\bar{l}_2}$	$V_\theta \cdot 10^{-3}, \text{м/с}$	$\frac{V_\theta}{V_{рез}}$
Многопроходное	466	0,0769	0,9231	12,0	0,04	75,4	13
Глубинное	1385	0,2285	0,7715	3,38	0,136	2,55	4,4

В табл. 3 также приведены доли тепла  $\frac{Q_1}{Q}$  и  $\frac{Q_2}{Q}$ , которые уходят в стружку и в обрабатываемую деталь, рассчитанные с использованием зависимостей (4) и (5); значения отношения  $\frac{\bar{l}_1}{\bar{l}_2}$ , рассчитанные с использованием зависимостей (6), (2); значения  $V_\theta, \frac{V_\theta}{V_{рез}}$ , рассчитанные с использованием зависимости (3).

Как следует из табл. 3, температура шлифования  $\theta$  принимает значения, соответствующие получаемым на практике экспериментальным данным. Причем, температура при глубинном шлифовании (при одинаковой удельной производительности обработке  $Q_{уд}$ ) значительно превосходит температуру многопроходного шлифования, что также хорошо согласуется с практикой шлифования.

На основе приведенных в табл. 3 значений  $\frac{Q_1}{Q}$  можно заключить, что при многопроходном шлифовании твердосплавной пластинки в стружку уходит весьма малое количество тепла – до 10%. Основная часть образующегося при шлифовании тепла уходит в поверхностный слой обрабатываемой детали. Отношение  $\frac{Q_2}{Q_1}$  равно 12.

При глубинном шлифовании относительная величина температуры  $z$  и, следовательно, доля тепла  $\frac{Q_1}{Q}$ , уходящего в стружку, принимает большие значения (22%). В обрабатываемую деталь уходит меньшая доля тепла (78%). Отношение  $\frac{Q_2}{Q_1}$  равно 3,38.

Исходя из табл. 3, значения безразмерной величины  $\bar{l}_2$  больше аналогичных значений безразмерной величины  $\bar{l}_1$ , поскольку их отношение меньше единицы. Скорость  $V_\theta$  также больше скорости перемещения теплового источника  $V_{рез}$ , особенно при многопроходном шлифовании. Их отношение  $\frac{V_\theta}{V_{рез}}$  равно 13.

Как видно, температура шлифования  $\theta$  принимает весьма большие значения, не свойственные процессу шлифования твердосплавной пластинки. Следовательно, в реальных условиях шлифования стабилизация теплового процесса (процесса нагревания рассматриваемого адиабатического стержня) не происходит, т.е. не обеспечивается тепловое насыщение поверхностного слоя обрабатываемого материала детали в силу кратковременности контакта шлифовально-го круга с рассматриваемым стержнем. Процесс шлифования осуществляется в неустановившемся тепловом режиме, благодаря чему фактические значения температуры шлифования значительно меньше температуры  $\theta$  установившегося теплового процесса.

Рассмотрим основные условия уменьшения температуры шлифования. В общем случае температура шлифования  $\theta$  определяется зависимостью (1), в которую входят два переменных параметра: условное напряжение резания  $\sigma$  и относительная величина температуры  $z$ , изменяющаяся в пределах  $0 \dots 1$ . Следовательно, уменьшить температуру шлифования  $\theta$  можно уменьшением этих двух параметров. Уменьшение условного напряжения резания  $\sigma$ , как следует из зависимости (15), связано с повышением режущей способности шлифовального круга за счет увеличения коэффициента резания  $K_{рез}$ . Этот коэффициент зависит от многих факторов: остроты режущих зерен круга, интенсивности трения обрабатываемого материала с шлифовальным кругом и т.д. Поэтому для увеличения  $K_{рез}$  необходимо в процессе шлифования обеспечить своевременное выпадение из связки круга изношенных зерен. Это достигается применением эффективных методов правки круга, в частности, применением непрерывной

правки, обеспечивающей стабилизацию во времени режущей способности шлифовального круга.

При шлифовании алмазными кругами на металлических связках, как отмечалось в первом разделе работы, эффективно использовать методы электрофизико-химической правки (электроэрозионной и электрохимической правки, алмазно-искрового шлифования, ультразвукового шлифования и т.д.). Для уменьшения трения в зоне шлифования эффективно применение импрегнированных и обработанных в “холоде” шлифовальных кругов, использование твердых смазок и эффективных смазочно-охлаждающих жидкостей, прерывистых кругов и т.д.

Для анализа путей уменьшения относительной величины температуры  $z$  зависимость (13) представим в виде:



Рис. 3. Структурная схема условий уменьшения температуры шлифования.

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{xp}}} = \bar{l}_1 \quad (16)$$

или

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{y\theta} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{xp}}} = \bar{l}_1, \quad (17)$$

где  $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$ .

Как видно, уменьшение параметра  $z$  однозначно предполагает уменьшение безразмерной величины  $\bar{l}_1$ . Из зависимости (17) следует, что безразмерная величина  $\bar{l}_1$  тем меньше, чем меньше удельная производительность обработки  $Q_{уд}$  и глубина шлифования  $t$ . Это означает, что для уменьшения безразмерной величины  $\bar{l}_1$ , относительной величины температуры  $z$  и соответственно температуры шлифования  $\theta$  эффективно обработку производить по схеме многопроходного шлифования, т.е. с минимально возможной глубиной шлифования  $t$  и максимально возможной скоростью детали  $V_{дет}$  для заданной удельной производительности обработки  $Q_{уд}$ .

На основе проведенного анализа сформулированы основные условия уменьшения температуры шлифования  $\theta$ , рис. 3 [4].

#### Список литературы

1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
2. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.
3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.10. "Концепция развития технологии машиностроения" – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с.
4. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Расчет температуры шлифования с учетом движения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали // Физические и компьютерные технологии. Труды 12-й Межд. Научн.-техн. Конф. –Харьков: ХНПК «ФЭД», 2006. – С. 105-111.
5. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов /С. С. Силин, В. А. Хрульков, А. В. Лобанов, Н. С. Рыкунов. – М.:Машиностроение, 1984. - 64 с.

#### Анотація

**Розрахунок і кількісна оцінка параметрів теплового процесу при шліфуванні**

*У роботі приведений теоретичний аналіз основних параметрів теплового процесу при шліфуванні.*

#### Abstract

**Calculation and quantitative estimation of parameters of thermal process at grinding**

*In work the theoretical analysis of key parameters of thermal process is resulted at grinding.*

**ОБ УПРОЧНЕНИИ ОБКАТКОЙ РОЛИКАМИ ЧУГУННЫХ  
КОЛЕНЧАТЫХ ВАЛОВ ТРАНСПОРТНЫХ ДИЗЕЛЕЙ****Пашкова Г.И.***(ГП «Завод имени Малышева»)*

*Показано, что сочетание локального термического упрочнения с последующим пластическим деформированием переходных галтелей и поверхности шеек по оптимальному режиму позволяет в полном объеме реализовать преимущества комбинированного упрочнения крупных коленчатых валов из высокопрочного чугуна.*

Проблема повышения надежности и долговечности мощных транспортных дизелей – одна из актуальных задач современного машиностроения. Успешное ее решение связано с совершенствованием технологии изготовления коленчатых валов. Коленчатый вал является ответственной деталью дизеля, подвергается высоким циклическим нагрузкам, в связи с чем его эксплуатационная надежность в значительной степени определяется сопротивлением усталости. Для изготовления таких валов широко используется высокопрочный чугун с шаровидной формой включений графита [1].

Эффективным способом повышения характеристик усталости является упрочнение материала поверхностным пластическим деформированием (ППД), в частности, обкаткой роликами. Пластическая деформация в данном случае сопровождается возникновением высоких сжимающих остаточных напряжений в поверхностных слоях металла [2,3].

Указанный метод получил широкое распространение в промышленности, однако оценка сопротивления усталости упрочненных деталей часто приводит к необходимости оптимизации режимов упрочнения для обеспечения максимальных значений пределов выносливости.

Применение ППД обкаткой роликами крупных коленчатых валов транспортных дизелей типа 10Д100 и Д80 (масса 1100 и 1683 кг, длина 4,5 м) имеет свои особенности, обусловленные конструкцией и материалом вала. Использование различных упрочняющих обработок поверхности шеек для повышения их износостойкости часто приводит к появлению в приповерхностных объемах металла растягивающих остаточных напряжений [4]. В результате снижается эксплуатационная надежность валов. Поэтому актуальной задачей является разработка комбинированных методов упрочнения, основанных на сочетании локального термического упрочнения с последующим пластическим деформированием поверхности шеек. Указанные способы позволяют повысить износостойкость шеек валов при сохранении уровня их усталостных характеристик.

В качестве материала для проведения экспериментальных исследований использовали высокопрочный чугун, модифицированный Mg, следующего химического состава, масс. %: 3,4...3,9 C; 1,9...2,5 Si; 0,8...1,25 Mn; 0,5...1,0 Ni; 0,2...0,5 Mo; 0,05...0,1 Mg; 0,1 Cr; 0,05 P; 0,02 S. Основа – Fe.



Изучение упрочнения обкаткой роликами стандартных (диаметр рабочей части 9 мм) и полунатурных (диаметр 50 мм) образцов показало эффективность упрочнения высокопрочного чугуна поверхностным пластическим деформированием (ППД). Испытания на усталость и исследование распределения остаточных напряжений в поверхностном слое образцов позволили определить величины оптимальных усилий обкатки, которые составляют 600...700 Н для стандартных усталостных образцов и 7-8 кН – для полунатурных. При указанных значениях усилий обкатки достигается максимальный уровень сжимающих остаточных напряжений, а сопротивление усталости повышается на 30-70 % по сравнению с неупрочненными образцами.

Процесс упрочнения коленчатых валов отличается от обработки образцов рядом особенностей, обусловленных влиянием масштабного фактора и конструкции детали. Установлена необходимость обкатки переходных галтелей от шейки к щекам вала. Режимы упрочнения галтелей разрабатывали на основе испытаний на усталость отсеков натуральных коленчатых валов [5]. Получено, что упрочнение с суммарным усилием 32 кН на два рабочих ролика, отличающихся между собой по геометрии рабочего профиля и упрочняющих различные участки галтели, приводит к более равномерному упрочнению всей поверхности переходных галтелей, существенному повышению контактных напряжений и росту предела выносливости коленчатых валов в 1,8 раза по сравнению с неупрочненным состоянием.

Результаты испытаний на усталость отсеков коленчатых валов, подвергнутых различным видам упрочняющей термической обработки для повышения износостойкости шеек (нормализация, закалка токами высокой частоты (ТВЧ), лазерная термическая обработка (ЛТО), электроискровое легирование (ЭИЛ) поверхности шеек), свидетельствуют о том, что практически все исследованные способы термического упрочнения приводят к снижению пределов ограниченной выносливости на 15-25% по сравнению со значениями этой характеристики для чугуна, отпущенного после ранней выбивки отливок (исходный вариант). Упрочнение обкаткой роликами переходных галтелей валов обеспечивает увеличение значений предела выносливости в 1,6 – 2,3 раза.

Локальные упрочняющие обработки поверхности шеек коленчатых валов вызывают формирование в них неравномерных по длине шейки остаточных напряжений. Наряду с благоприятными для сопротивления усталости напряжениями сжатия на поверхности валов выявлены зоны с растягивающими остаточными напряжениями, величина которых находится в пределах от 15 до 480 МПа. Это определило необходимость последующей после термического упрочнения обработки поверхностным пластическим деформированием цилиндрической части шеек коленчатых валов [6]. Усилие обкатки выбирали из условий обеспечения необходимой глубины упрочнения в зависимости от значений твердости на поверхности шеек валов, а также равенства контактных напряжений создаваемым при упрочнении галтелей. На основании опытных работ было установлено, что усилие обкатки цилиндрических поверхностей коренных и шатунных шеек коленчатых валов находится в пределах  $45 \pm 3$  кН.

Эффективность такого упрочнения установлена усталостными испытаниями натурных секций коленчатых валов на универсальной испытательной машине с гидропульсатором типа МУП-100. Коэффициент асимметрии цикла принят равным 0,3. Частота нагружения 7,5 Гц. База испытаний составляла  $5 \cdot 10^6$  циклов. Отсеки валов включали 4 коренных и 3 шатунных шейки с различным расположением кривошипов. Уровень максимальной циклической нагрузки определяли путем предварительного тензометрирования отсеков коленчатых валов при их ступенчатом статическом нагружении. Характер разрушений при лабораторных испытаниях соответствовал эксплуатационному.

Значения пределов выносливости коленчатых валов из высокопрочного чугуна с различными видами упрочняющей термической обработки и обкаткой роликами галтелей и шеек по оптимальному режиму приведены в таблице.

Таблица

Результаты испытаний на усталость упрочненных коленчатых валов из высокопрочного чугуна с шаровидным графитом

№ п/п	Способ упрочнения	Предел выносливости, МПа
1	Ранняя выбивка, отпуск при $680 \pm 20^\circ\text{C}$	90
2	Отпуск, обкатка галтелей	165
3	Нормализация при $900 \pm 20^\circ\text{C}$	80
4	Нормализация, обкатка галтелей	173
5	Закалка ТВЧ на глубину 4 мм	70
6	Закалка ТВЧ, обкатка галтелей	158
7	Закалка ТВЧ, обкатка галтелей и шеек	160
8	ЛТО 70% поверхности шеек на глубину 1,1 мм	73
9	ЛТО, обкатка галтелей	171
10	ЛТО, обкатка галтелей и шеек	175
11	Нормализация, ЭИЛ	91
12	Нормализация, ЭИЛ, обкатка галтелей	167
13	Нормализация, ЭИЛ, обкатка галтелей и шеек	170

Анализ полученных данных свидетельствует о том, что сочетание локального термического упрочнения с последующим пластическим деформированием поверхности шеек по оптимальному режиму позволяет в полном объеме реализовать преимущества комбинированного упрочнения и приводит к существенному повышению предела ограниченной выносливости коленчатых валов. Наилучшее сочетание уровня остаточных напряжений с эксплуатационной надежностью валов достигается путем применения ЛТО или ЭИЛ и последующего пластического деформирования шеек.

Результаты исследований использованы при изготовлении коленчатых валов транспортных дизелей типов Д100 и Д80 мощностью до 2960 кВт. Это позволило исключить случаи разрушения валов в эксплуатации и установить на двигатели более износостойкие сталеалюминиевые подшипники скольжения с антифрикционным слоем из сплава типа АМО 1-20.

### Список литературы

1. Высокочпрочный чугун с шаровидным графитом. Теория, технология производства, свойства и применение / Под ред. М.В. Волощенко. – Киев: Наукова думка, 1974. – 203 с.
2. Папшев Д. Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. – М.: Машиностроение, 1978. – 152 с.
3. Одинцов Л. Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: Справ. – М.: Машиностроение, 1987. – 327 с.
4. Лобанов В. К., Босин Е. Е., Пашкова Г. И. Комбинированное упрочнение – эффективный способ повышения долговечности коленчатых валов мощных транспортных дизелей // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. научно-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2004. – Вып. 66. – С. 83-88.
5. Пашкова Г. И. О сопротивлении усталости чугунных коленчатых валов ДВС // Автомобильный транспорт: Сб. научн. тр. – Харьков: ХНАДУ, 2005. – вып. 16. – С. 132-134.
6. Деклараційний патент 12480 МПК С21D 1/09, В02С 19/6. Процес зміцнення колінчастих валів / А. П. Любченко, В. К. Лобанов, Г. І. Пашкова (Україна). – № u 200506828; Заявл. 11.07.05; Опубл. 15.02.06, Бюл. № 2.

### Анотація

#### **Про зміцнення обкаткою роликами чавунних колінчастих валів транспортних дизелів**

*Показано, що сполучення локального термічного зміцнення з наступним пластичним деформуванням перехідних галтелей і поверхні шийок по оптимальному режиму дозволяє у повному обсязі реалізувати переваги комбінованого зміцнення великих колінчастих валів з високоміцного чавуну.*

### Abstract

#### **About hardening by running-in by rollers pig-iron crankshafts of transport diesel engines**

*Was shown, that the combination of local thermal hardening to consequent plastic deforming of transitional fillets and surface of nicks on an optimum regime allows to realize advantages of combined hardening of large crankshafts from high-strength cast iron in full volume.*

## ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ СИСТЕМ ЧПУ И АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ

Ларшин В.П., докт. техн. наук, Рыбалко А.П.,  
Кривошапка Ю.Н., канд. экон. наук  
(Одесский Национальный политехнический университет)

*В работе обоснованы тенденции развития систем ЧПУ и  
автоматизированного проектирования.*

Не подлежит сомнению, что развитие систем ЧПУ (СЧПУ) и автоматизированного проектирования (САПР) относится к числу взаимосвязанных стратегических направлений в современной технологии машиностроения. На протяжении длительного времени (начиная с сороковых годов прошлого столетия) особенностью СЧПУ являлась их закрытая архитектура как по аппаратному (hardware), так и по программному (software) обеспечению этих систем. До сего времени по такому принципу создаются СЧПУ, например, таких известных фирм как Siemens (Германия), Fanuc (Япония), Olivetti (Италия) и других. С точки зрения потребителя, имеющего оборудование и СЧПУ указанных фирм, сотрудничество с этими фирмами не является выгодным из-за высокой стоимости технического обслуживания и ремонта СЧПУ. В тоже время простой оборудования с ЧПУ вынуждает потребителя соглашаться на любые (в том числе экономически невыгодные) условия, которые диктуются этими фирмами. В настоящее время многих потребителей станков с ЧПУ такое экономически зависимое от производителя положение не устраивает.

Ситуация усугубляется еще и тем, что системы с закрытой архитектурой обладают ограниченными технологическими возможностями как с точки зрения разработки управляющих программ (математическое обеспечение полностью закрыто), так и с точки зрения диагностики оборудования и управления технологическим процессом. Предлагаемые на рынке отечественные СЧПУ мало отличаются от систем 80-х годов. Они требуют двигатели и электроприводы постоянного тока, а главное – практически не меняют технологические возможности оборудования.

Фирмой ООО Станкоцентр (г. Москва) разработана и серийно выпускается СЧПУ для любого станочного оборудования. Основу этой системы составляет контроллер движения на базе DSP процессора фирмы Motorola. Заложенные идеологические и структурные решения дают практически неограниченную возможность использования этой системы для управления технологическим оборудованием, а именно: универсальными или программируемыми станками, комплексами оборудования, автоматическими и автоматизированными линиями, самым широким спектром технологических процессов. Система имеет открытую архитектуру. На верхнем уровне СЧПУ находится IBM PC, задачей которого является стандартный интерфейс: аппаратный, программный и пользовательский. Стандартный аппаратный интерфейс позволяет использовать

стандартные периферийные устройства для IBM PC в СЧПУ для её расширения и модернизации. Это сетевые карты и модемы для передачи информации от станка в сервисный или управляющий центр и обратно, дополнение системы дисковыми и другими устройствами, замена практически любых вышедших из строя или устаревших элементов IBM PC (что может сделать сам потребитель без участия изготовителя СЧПУ). Массовый выпуск этих элементов самыми различными специализированными производителями позволяет резко снизить стоимость всего комплекса и повысить надёжность машины управления в целом, благодаря обязательному тестированию и гарантированию надёжной работы элементов производителями. Острая конкуренция на рынке комплектующих IBM PC приводит к быстрому удешевлению элементов и их очень быстрому прогрессу, а стандартизация интерфейса приводит к обязательной взаимной совместимости этих элементов.

Кроме того, достигается важная цель - независимость потребителя СЧПУ от её производителя. Приобретение любого компонента IBM PC сегодня не представляет проблему. При выбранной концепции построения СЧПУ, станок превращается в диагностический комплекс, который можно использовать как для диагностики самого станка (сборки узлов, состояния деталей и механизмов на станке, смазки, вибраций и т.п.), так и для диагностики и отработки технологических процессов.

В том числе для выбора оптимальных режимов резания (при задании определенных параметров управления и оптимизации). Параметром управления может быть, например, постоянная сила резания. При этом автоматически учитывается износ инструмента, изменение величины съёма материала. Возможно управление по постоянному рассогласованию или постоянной ошибке на профиле, при этом режимы резания могут выбираться автоматически. Применительно к операциям шлифования становится возможной диагностика технологической системы по температурному критерию в зоне резания или по температурным деформациям обрабатываемых деталей.

Современный металлорежущий станок, работающий при больших рабочих подачах и высокой скорости резания, должен обеспечивать устойчивый процесс резания, что без самообучающейся математической модели в контуре электропривода невозможно обеспечить, так как изменяющиеся параметры резания и самого станка могут привести к неустойчивости процесса резания. Поэтому система управления должна очень быстро реагировать на возникновение таких ситуаций. Чем раньше она получит информацию о состоянии процессов, происходящих на станке, тем выше качество управления.

Поэтому выбрана структура системы управления, когда на одном процессоре реализована СЧПУ, контроллер электроавтоматики и управляющая часть электропривода. Это позволяет использовать контуры тока и скорости, которые во много раз быстрее контура положения, для эффективного управления и диагностики. Отличительной особенностью СЧПУ является применение обыкновенного асинхронного двигателя в высокоточном электроприводе главного и вспомогательного движения, что позволяет компенсировать погрешности ободования.

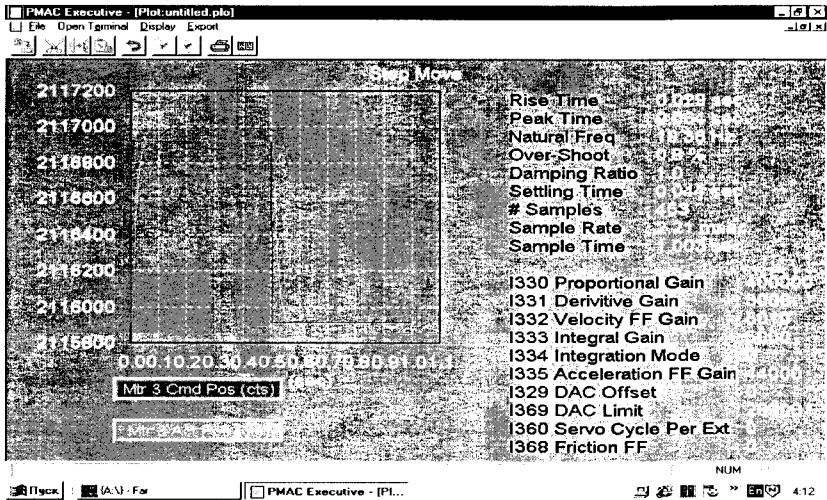


Рис.1. Задание шагового движения в системе РМАС управления асинхронным электродвигателем станка с ЧПУ.

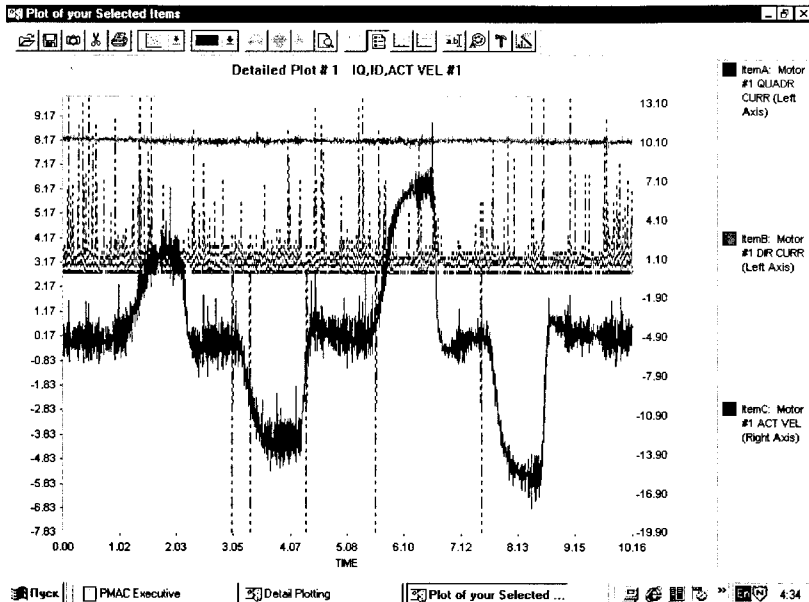


Рис.2. Осциллограммы квадратурного тока, используемого для автоматического регулирования движения инструмента и диагностики процесса резания на станке с ЧПУ при изменении нагрузки на инструменте (момента силы на шпинделе).

Использование в СЧПУ стандартного программного обеспечения Windows позволяет потребителю самостоятельно разрабатывать необходимые программы на общепринятых языках программирования (С++, Паскаль и многих других). Кроме того, СЧПУ имеет возможность непосредственной стыковки с имеющимися Windows-совместимыми САПР технологического назначения (Компас Автопроект, Master-CAM, T-Flex и другими), что уменьшает трудоемкость программирования и отладки программ. В качестве примера на рис.1 и рис.2 показаны осциллограммы, соответственно, при задании в СЧПУ шагового движения и реакция квадратурного тока на изменение силы резания.

Проведённый анализ быстродействия и чувствительности квадратурного тока показал, что этот ток является эффективным источником информации для технологической диагностики процесса резания и для управления процессом не только по параметрам программируемых движений на станке с ЧПУ, но также для оценки силы и температуры резания. Последнее позволяет разрабатывать (на основе использования этой информации) самообучающиеся системы встроенной технологической диагностики.

#### Список литературы

1. Рыбалко А.П., Ларшин В.П. Новое поколение станков с ЧПУ – новые технологические возможности обеспечения качества деталей / Технологическое управление качеством поверхности деталей машин: Мат. междунар. научн.-техн. конф.— Киев, АТМ Украины, 2003. С. 83-86.
2. Ларшин В.П. Метрологічне забезпечення керуючих комп'ютерних систем у машинобудуванні // Наукові нотатки / Міжвуз. зб. Луцьк: ЛДТУ, 2004. Вип. 15 (грудень 2004). С.154-161. 2. Солонин И.С. Математическая статистика в технологии машиностроения. М.:Машиностроение, 1972. 216с.
3. Соколов В.Ф., Ковальчук Е.Н., Ларшин В.П. Стабилизация тепловых деформаций ходовых винтов при многониточном шлифовании резьбы / Отделочно-чистовые методы обработки и инструменты в технологии машиностроения. — Барнаул: Изд. Алтайского политехи. ин-та, 1984. — с. 42-46.
4. Ларшин В.П., Якимов А.В. Повышение стойкости многониточных резьбошлифовальных кругов / Резание и инструмент. — Харьков: Вища школа, 1985. — с. 109-112.

#### Анотація

#### Перспективи розвитку систем ЧПУ й автоматизованого проектування

*У роботі обґрунтовані тенденції розвитку систем ЧПУ й автоматизованого проектування.*

#### Abstract

#### Prospects of development of systems chpu and the automated designing

*In work tendencies of development of systems CHPU and the automated designing are proved.*

**РЕГІОНАЛЬНА ІННОВАЦІЙНА ПОЛІТИКА В УМОВАХ  
СТРУКТУРНОЇ ПЕРЕБУДОВИ ЕКОНОМІКИ**

**Мартиненко В.Я.,** докт. техн. наук, **Федишин Б.П.,** канд. екон. наук,  
**Стойко І.І.,** канд. техн. наук, **Дудкін П.Д.**  
(Тернопільський державний технічний університет імені Івана Пулюя)

*У статті розглянуті пропозиції для удосконалення системи управління інноваційними процесами в регіоні для підняття відповідальності регіональних державних структур і інтенсифікації соціально-економічного розвитку.*

**Вступ.**

Світовий досвід свідчить про те, що розвиток економіки держави можливий лише на основі розвитку науки, впровадження її результатів у виробництво. Виробництво товару є функцією декількох факторів, в тому числі інноваційного, про що констатує класична і неокласична теорії макроекономіки [1-3 та ін.]. А макроекономічна виробнича функція записується, як  $Y_r = Y_r(A, B, K, T)$ , де фактор технічного прогресу  $T$  є одним із основних параметрів економічного зростання. Створення належних умов для розвитку науки і, особливо, використання її досягнень в економіці - найважливіше завдання держави.

**Мета і постановка задачі.**

В Україні кошти на науку виділяються в розмірі до 1% валового національного продукту, а на впровадження інновацій централізовано практично не виділялись. Враховуючи те, що у підприємств недостатньо фінансових ресурсів на заробітну плату, покупку матеріалів, сировини, комплектуючих, інноваційні процеси затухають, що поглиблює економічну кризу. Регіональні органи управління залишилися поза впливом на інноваційні процеси. Міністерства та комітети прямих своїх функцій щодо розвитку науково-технічного прогресу на підзвітних підприємствах, в умовах зміни власності останніми, теж не викопують. Поглиблює ситуацію відсутність реального попиту на науково-інноваційну продукцію. Пропозиція перевищує його в 6-10 разів. Падає престиж науково-технічної діяльності, йде відтік наукових кадрів. Метою статті є розгляд пропозицій для удосконалення системи управління інноваційними процесами в регіоні для підняття відповідальності регіональних державних структур і інтенсифікації соціально-економічного розвитку.

**Вирішення задачі.**

В Тернопільській області [4; 5] є значний науковий потенціал: 4 державних та 5 недержавних вищих навчальних заклади III - IV рівня акредитації. 4 галузевих сільськогосподарського напрямку та стільки ж технічного напрямку наукових закладів. Загальний обсяг робіт, виконаних науковими організаціями (вартість за договірною ціною) склав за попередній рік 12,553 млн. грн., проти 4,3 за 1999 рік і збільшився на 17% по відношенню до 2004 року. Фінансування здійснювалось, в основному, за рахунок власних коштів (3,666 млн. грн.), коштів Держбюджету (4,49 млн. грн.), і, що характерно, 1,224 млн. грн. профінан-



совано організаціями підприємницького сектору. Доля коштів держбюджету становила лише 36%. Незадовільний фінансовий стан підприємств і організацій, відсутність дієвої підтримки наукової діяльності державою, регіональними органами влади (в бюджеті області відсутні кошти на підтримання інноваційної діяльності) негативно вплинуло на результати наукових розробок, які дозволили б одержати продукцію конкурентоспроможну на світовому ринку, підвищити наукоємкість і технічний рівень виробництва. Питома вага розробок по створенню і удосконаленню нових видів виробів, технологій, матеріалів, сортів рослин, методів і теорій становить 10%.

Найважливішими функціями регіонального розвитку інноваційних процесів можна визначити такі:

- створення координуючої структури по науково-інноваційному розвитку;
- проведення маркетингових досліджень по найактуальніших напрямках наукових розробок, інноваціях;
- прогнозування короткотермінового та перспективного розвитку як економіки, так і потреб для неї наукової продукції;
- формування регіонального замовлення на науково-інноваційну продукцію, підтвердження його реальними коштами із бюджету області;
- визначення пріоритетів розвитку економіки та інноваційної діяльності;
- наукове забезпечення соціально-економічного розвитку;
- інтелектуальне забезпечення.

При виробленні і реалізації регіональної інноваційної політики можна виділити три рівні: державний, галузевий і територіальний. Державний рівень включає Раду з питань науки і науково-технічної політики при президентові. Міністерство освіти і науки. Національну академію наук України. Галузевий рівень включає міністерства - підприємства. Регіональний - раду по координації науково-технічної діяльності, що необхідно створити при голові облдержадміністрації (облвиконкомі), відділ наукового розвитку регіону, який необхідно створити при облвиконкомі, підприємства, організації. На регіональному рівні відсутні координуючі структури інноваційного розвитку районного рівня, недостатній потенціал на обласному рівні, оскільки управління освіти і науки ОДА галузевою наукою практично не займається. На рівні середніх підприємств взагалі відсутні такі структури. В оборонному комплексі конструкторсько-технологічні бюро та науково-дослідні інститути відділились від заводів-виробників. Продукція підприємств залишилась без наукового супроводу, стає не конкурентоспроможною, а заводи - на грані банкрутства. Створення сучасних координуючих структур інноваційного розвитку на обласному рівні є нагальною потребою економіки. Необхідно поновити взаємозв'язки КБ та НДІ оборонного комплексу із підприємствами - товаровиробниками та на всіх підприємствах створити відділи, служби інноваційного розвитку.

Важливою функцією ринкової економіки є маркетингові дослідження, зокрема, в інноваційному напрямку. Проведення таких досліджень виявить інноваційні потреби, вільні ніші в економіці, на основі чого будуть розроблятися нові види продукції, технології.

На основі маркетингових досліджень буде робитися прогноз розвитку підприємств, здійснюватися їх перепрофілювання, а на регіональному рівні - розробка інноваційних програм, індикативних та директивних планів.

Ефективний розвиток регіону можливий на науково-інноваційній основі. Таку основу адміністрації областей, районів, міст можуть формувати, залучаючи наукові заклади до виконання конкретної теми по актуальній проблемі. Для цього у бюджетах відповідного рівня щорічно необхідно передбачати певні кошти.

В умовах структурної перебудови економічної системи, дефіциту коштів необхідно визначити пріоритетні напрямки розвитку регіональної економіки та під ці напрямки - пріоритети науково-інноваційної діяльності. Пріоритети повинні бути розраховані на певні терміни, етапи, контролюватись державою чи адміністрацією регіону і достатньо фінансуватись. Тільки при такому забезпеченні можливий інноваційний прорив.

Наукове забезпечення соціально-економічного розвитку регіону, перш за все, полягає у залученні наукового потенціалу до розробки щорічних програм соціального розвитку регіонів (областей, районів, міст). Такі програми повинні враховувати сировинні можливості, наявні потужності, інтелектуальні та інші ресурси. Оптимальне їх поєднання відводиться для науковців. Важливого значення набуває і розробка цільових комплексних програм як технічних, так і економічних.

Інтелектуальне забезпечення полягає в підготовці високопрофесійних кадрів через систему державних закладів нового покоління: академію державного управління при Президентіві України, магістратури, аспірантури, докторантури. Важливими заходами загального всеобучу є проведення наукових конференцій, семінарів, забезпечення працівників науково-технічною та економічною інформацією через відповідні центри, тісна співпраця із зарубіжними науковими закладами, науковцями.

На регіональному рівні формування інноваційної політики повинно здійснюватись як через діючі структури в т.ч. вузи, галузеві наукові заклади, конструкторсько-технологічні бюро та інші, так і через структури нового типу: інноваційний та інвестиційний фонди, бізнес інкубатори, малі наукові підприємства, технопарки, технополіси, проблемно-орієнтовані об'єднання.

### **Висновки.**

Реалізація запропонованих пропозицій та досвіду сприятиме виробленню системи управління інноваційним процесом в регіоні, підніме відповідальність державних структур обласного та районного рівня, міськвиконкомів, підприємств всіх форм власності за впровадження інновацій. А це сприятиме інтенсивному соціально-економічному розвитку, покращенню життєвого рівня населення.

### **Список літератури**

1. И. Геблер. Макроекономіка. - К.: УМК ВО. 1993.
2. Фатхутдинов Р.А. Конкурептоспособность организации в условиях кризиса: экономика, маркетинг, менеджмент. - М.: Издательско-книготорговый центр "Маркетинг", 2002. - 892 с.

3. Кардаш В.Я. Товарна інноваційна політика: Навч. пос. - К.: КНЕУ, 1999. - 124 с.
4. Організаційно-економічний механізм регіону: трансформаційні процеси та їх інституційне забезпечення: Монографія / Кол. авт.; За ред. д.е.н., проф. А.Ф.Мельник. -Тернопіль: Економічна думка, 2003. -608 с.
5. Наукова та інноваційна діяльність в області за 2005 р. Статистичний бюлетень. -Тернопіль: Головне управління статистики у Тернопільській області, 2006. - 55 с.

### **Аннотация**

#### **Региональная инновационная политика в условиях структурной перестройки экономики**

*В статье рассмотрены предложения для усовершенствования системы управления инновационными процессами в регионе для поднятия ответственности региональных государственных структур и интенсификации социально-экономического развития.*

### **Abstract**

#### **Regional innovational policy in conditions of structural reorganization of economy**

*In clause offers for improvement of system management of innovational processes in region for a raising of the responsibility of regional state structures and an intensification of social and economic development are considered.*

## ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОЧИХ ПАРАМЕТРОВ ФРИКЦИОННОЙ ПРЕДОХРАНИТЕЛЬНОЙ МУФТЫ

Гринченко А.С. канд. техн. наук, Земницкий А.В.

(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
имени Петра Василенко)

*Приведены методика и результаты испытаний дисковой предохранительной муфты с различным налаживанием момента срабатывания. Построен график, который характеризует муфту при многократных перегрузках. Выполнен анализ результатов и определены соответствующие характеристики.*

Возникновение перегрузочных отказов в период эксплуатации обусловлено не только рассеиванием характеристик статической прочности материалов, дефектами при изготовлении деталей и монтаже узлов, но и использованием предохранительных устройств, имеющих неоптимальные параметры. Из этого следует, что повышение качественных характеристик предохранительных муфт становится в один ряд с наиболее важными задачами по повышению надежности и эффективности работы мобильных сельскохозяйственных машин, имеющих тяжелонагруженные рабочие органы, работающие в неоднородной среде.

Применение предохранительных муфт, имеющих более высокую точность срабатывания и момент включения, обеспечивает долговременную стабильную работу и достаточно высокую вероятность неразрушения защищаемых элементов сельскохозяйственных машин, при значительном количестве перегрузок, возникающих в процессе эксплуатации.

Проведены исследования по определению работоспособности сухой дисковой предохранительной муфты с накладками из фрикционного материала, применяемой для защиты механизма привода рабочих органов (редуктор и элементы привода ножей) ботвоуборочной машины БМ-6А, от перегрузок.

Для исследования характеристик процесса срабатывания муфты была использована машина для испытания на кручение стальных образцов марки КМ-50, позволяющая создавать величину крутящего момента до 500 Н м, а также тензозвено и измерительное оборудование, позволяющие записать рабочий процесс.

В процессе статистического анализа результатов исследований определялись момент срабатывания, средняя величина момента срабатывания предохранительной муфты  $\overline{M_{ср}}$ , момент включения, средняя величина момент включения, среднее квадратическое отклонение  $\sigma_m$  момента срабатывания (включения) и соответствующий коэффициент вариации  $\nu$ .

Средний момент срабатывания предохранительной муфты  $\overline{M_{ср}}$  определялся путем замеров и осреднения максимумов реализации регистрируемого процесса срабатывания муфты.

Среднеквадратическое отклонение определялось по формуле:

$$\sigma_M = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (M_i - \bar{M}_{cp})^2}{N-1}}$$

Коэффициент вариации момента срабатывания муфты оценивался исходя из отношения среднеквадратического отклонения к среднему моменту срабатывания (включения) по формуле:

$$\nu = \frac{\sigma_M}{\bar{M}_{cp}}$$

Результаты исследования сведены в таблицу 1.

Проанализировав результаты полученные в ходе испытаний и приведенные в табл. 1, а также на графике (рис. 1), можно уверенно сказать что, качественные показатели работы фрикционной муфты данного типа не зависят от момента настройки и нельзя полагаться на то, что настроив муфту на тот или иной момент срабатывания, муфта будет обеспечивать качественную работу агрегата с достаточной степенью точности. Исходя из результатов, можно сказать что оптимально муфта работает на моменте срабатывания 243 Н м, и удельном давлении на диски 0,353 мПа, при этом коэффициент вариации момента срабатывания составляет  $\nu = 0,03$ , а момента включения  $\nu = 0,041$ .

Таблица 1.

Результаты исследования основных рабочих параметров дисковой фрикционной предохранительной муфты.

Параметр	Настройка пружин (удельное давление на диски), мПа				
	0,211	0,253	0,3	0,353	0,413
Момент срабатывания, Н · м					
max	154,9	596,9	244,5	277,6	428,8
средний	143,2	126	152	243,7	255,5
min	132,7	105	125,4	204,5	219
Коэффициент вариации, $\nu$	0,039	0,029	0,051	0,03	0,054
Среднеквадратическое отклонение, $\sigma$	1,049	0,763	1,384	0,961	1,705
Момент включения, Н · м					
max	144,4	102	174,5	234,1	259
средний	123,5	86	129	210,3	212,2
min	97,3	61,5	103,7	162,4	169,5
Коэффициент вариации, $\nu$	0,115	0,04	0,61	0,041	0,064
Среднеквадратическое отклонение, $\sigma$	2,621	0,944	1,473	1,171	1,71
Разница между моментом срабатывания и моментом включения, Н · м					
max	44,5	119,49	95,1	63,8	265,78
средний	19,8	28,2	30,5	33,4	73,5
min	0,80	10,9	0,20	3,60	14,46
Коэффициент вариации, $\nu$	0,611	0,495	0,502	0,317	0,336
Среднеквадратическое отклонение, $\sigma$	2,539	1,452	1,439	1,051	1,613

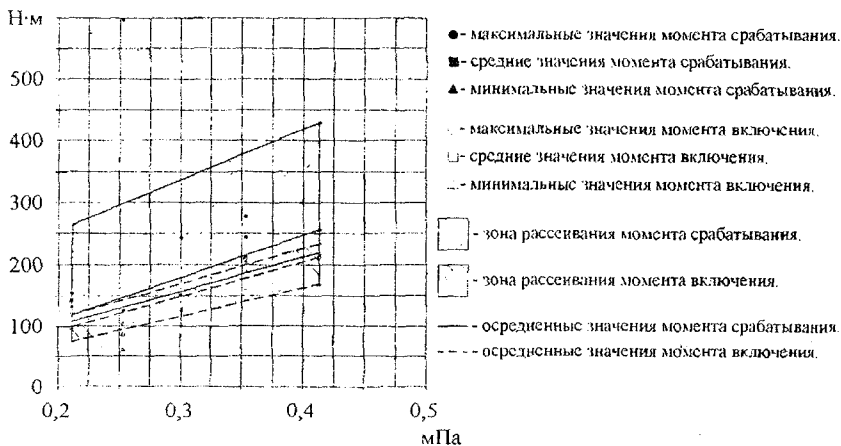


Рис. 1. Параметры муфты при различных настройках.

### Анотація

#### Исследование рабочих параметров фрикционной предохранительной муфты

*Наведено методика та результати випробувань дискової запобіжної муфти з різним налагоджуванням моменту спрацьовування. Побудовано графік, якій характеризує муфту при багаторазових перевантаженнях. Виконано аналіз результатів і визначено відповідні характеристики*

### Abstract

#### Research of the operating parameters of friktionnoy preventive muff

*The resulted method and results of tests of disk preventive muff with a different adjusting of moment of work. The graph is built, which characterizes muff at the frequent overloads. The analysis of results is executed and the proper descriptions are definite.*

## ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ДОВОДКИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ПАСТАМИ И СУСПЕНЗИЯМИ

Дигиненко С.А., канд. техн. наук  
(Харьковский национальный экономический университет)

*В статье обоснованы возможности и даны рекомендации высокоэффективной доводки поверхностей детали пастами и суспензиями.*

Особую роль в техническом процессе изготовления деталей играют чистовые и отделочные методы обработки. Наиболее распространенным из них является алмазно-абразивная доводка, которая позволяет заменить шлифование, получить 12-14 классы чистоты поверхности и отклонения от требуемой геометрической формы обработанных (плоских, цилиндрических и сферических) поверхностей в пределах 0,1-0,3 мм [1-4].

Технологическое преимущество механических доводок заключается в том, что за одну операцию можно осуществить сначала черновой, а затем окончательный чистовой переход.

Эксплуатационные качества обработки поверхности после доводки могут быть выше, чем после точного шлифования, суперфиниша, хонингования.

В отечественной и зарубежной промышленности на доводочных станках обрабатываются: плоские поверхности поршневых колец, поворотных заслонок, кулисных камней, зубчатых секторов и шестерен, мембран, шатунов; плоские и цилиндрические поверхности деталей гидро- и топливной аппаратуры агрегатов, стыковые поверхности корпусных деталей, салазок ползунов и суппортов станков, торцевые поверхности подшипников, быстросменные твердосплавные пластины резцов, фрез, калибры, плоскопараллельные меры длины, торцевые поверхности наборных фрез и т.д.

В приборостроении широко применяются доводочные и полировальные станки для обработки деталей из труднообрабатываемых материалов, например, керамик марок ЦМ332 и 22ХС стеатита, твердых сплавов, рубина, кварца, кремния, арсенида галлия, ферритов, ситаллов и т.д.

В зависимости от способа подачи абразива в зону обработки различают следующие методы доводки:

- с непрерывной подачей абразивной смеси (суспензии) на рабочие поверхности притиров;
- с намазкой - нанесением абразивной алмазной смеси – пасты на притиры;
- притирами или плитами, предварительно шаржированными зёрнами паст.

По точности и шероховатости обработанной поверхности доводочные операции делятся на грубые – припуск на сторону 0,02-0,05 мм (чистота 9-10 классы (геометрия 3,5 мкм)), чистовые – припуск 0,005-0,01 мм (геометрия 1-2 мкм), чистота 10-11 классы, тонкие – припуск 0,0003-0,001 мм (точность 0,1-0,5 мкм), чистота 12-14 классы.

Доводка стальных деталей осуществляется шлифованием – микропорош-

ками из электрокорунда Э (нормальный, белый, титанистый, хромистый), монокорунда МОНО, карбида кремния ВЗ, алмазными микропорошками АСМ, АСН, АМ и микропорошками эльбора ЛМ; доводка твердосплавных деталей карбидами кремния КЗ, бора В4С, алмазными микропорошками.

Окончательную доводку деталей из стали и мягких материалов (медь, алюминий и сплавы) рекомендуется выполнять абразивными материалами пониженной твердости (окись хрома, окись алюминия, крокус и глинозем, прокаленный при температуре 1200-1300 С). Применение этих абразивов позволяет устранить нашарживание их в материал детали.

**Физическая сущность доводки.** Абразивная доводка – процесс массового динамического воздействия абразивных зерен на обрабатываемый материал, происходящий при активном участии среды, в которой происходит снятие тончайших стружек. Доводка основывается на механических процессах, связанных с выкалыванием и отрыванием частиц обрабатываемого материала, образованием стружки, пластическим и другим деформированием и передоформированием обрабатываемой поверхности. Химические и физико-химические процессы последних связаны с образованием окислительных пленок.

При введении в состав суспензии поверхностно активных веществ на обрабатываемой поверхности адсорбируются полярные молекулы, проникающие вглубь обрабатываемого материала по микротрещинам, возникающим в процессе деформации поверхностного слоя. В результате адсорбционных процессов уменьшается твердость твердого тела.

Абразивные зерна на поверхности деталей из стали и чугуна действуют следующим образом: при переменном движении детали и притира относительно друг друга абразивные зерна то врезаются в материал притира и детали, то выходят из него, принимая каждый раз новое положение. При этом они изнашиваются со всех сторон. Как только действующее усилие на отдельные зерна превысит их прочность, затупившиеся зерна разламываются, образуя несколько мелких зерен, которые имеют острые режущие кромки. Таким образом, в процессе работы восстанавливается абразивная способность суспензии, хотя давление на режущие кромки зерен уменьшается и они оставляют следы на обрабатываемой поверхности меньшей глубины.

Особенность процесса доводки деталей шаржированными притирами по сравнению с доводкой свободными зернами паст и суспензией следующая.

Поэтому результаты доводки деталей стабильнее. Закрепленные в поверхности притира зерна внедряются в поверхность детали на меньшую глубину, чем зерна той же зернистости, находящиеся в свободном состоянии в слое пасты или суспензии.

**Доводка суспензиями.** При плоской односторонней и двухсторонней доводке объем снятого материала прямо пропорционален пути доводки и увеличивается с ростом зернистости абразива, давления  $P$  и скорости  $V$ .

Количество абразивной суспензии должно быть достаточным для того чтобы создать на всей поверхности притира равномерный слой. При разрыве слоя суспензии произойдет непосредственное соприкосновение поверхностей обрабатываемой детали и притира.



Вязкость жидкости оказывает незначительное влияние на абразивные свойства суспензии. Рабочая жидкость – веретенное масло, керосин и эмульсии (75% веретенного масла, 8% канифоля, 10% леиновой кислоты, 4,5% спирта, 4,5% каустической соды). Хорошо зарекомендовало себя веретенное масло.

Суспензии обычно применяются для окончательной доводки. Абразивная способность алмазных суспензий при доводке стальной Х12Ф1 в 2,5-7,5раза выше, чем абразивных суспензий (при тех же условиях обработки).

**Смазочно-охлаждающие жидкости (СОЖ), применяемые при алмазно-абразивной обработке.** СОЖ способствует формированию поверхностного слоя детали и его модифицированию пленками различного назначения, например, антикоррозионными, гидрофобными и т.д.

Диспергирующее действие СОЖ позволяет эффективно снижать поверхностную энергию в зоне разрушения. За счет отвода тепла из зоны обработки снижается контактная температура.

СОЖ классифицируют по химической структуре и разделяют на углеводородные составы, эмульсионные и водные жидкости.

Водные СОЖ разделяются на электролиты, водные растворы поверхностных веществ (ПАВ) и суспензии. Часто используют комбинированные составы, содержащие одновременно растворы солей.

**ПАВ.** В зарубежной литературе СОЖ этого класса известны под названием химических или синтетических жидкостей.

Эмульсиями называются дисперсные системы, состоящие из двух жидкостей, взаимно нерастворимых или малорастворимых. Жидкость, являющаяся дисперсной фазой, распределена в форме мельчайших капелек. При обработке материалов резанием применяют эмульсии «масло в воде». Концентрат, разбавляемый водой, называют эмульсиями. Современные эмульсии являются сложными коллоидными системами, включающими эмульгаторы, активные присадки, ингибиторы коррозии, бактерицидные добавки и другие компоненты.

К углеводородным СОЖ относятся минеральные и растительные масла. Иногда используют компаундированные системы – смеси минеральных и растительных масел. Однако, последние дороги и дефицитны. Значительно чаще используют минеральные масла, легированные присадками. Последние по характеру действия можно разделить на антифрикционные, противоизносные и противозадирные. Масла с присадками обычно гораздо эффективнее чистых минеральных масел. К углеводородным СОЖ относятся также органические растворители, например, четыреххлористый углерод, керосин.

Для подавления коррозионной агрессивности СОЖ используются ингибиторы и пассиваторы коррозии. Ингибиторы – вещества, замедляющие электрохимические процессы между внешней средой и металлом. Действие пассиваторов металла заключается в образовании на его поверхности защитной пленки, предохраняющей металл от дальнейшего развития коррозионных процессов. В качестве антикоррозионных присадок к водным растворам рекомендуется использовать соли щелочных металлов, буру, первичный и третичный фосфат, нитрит натрия, этаноламины, их соли с жирными кислотами. Для придания антикоррозионных свойств эмульсиям ингибиторам коррозии можно вводить как в

водную, так и в масляную фазы. В водном составляющую эмульсий вводят: нитриты натрия, калия и лития, соду, триэтанолламин, олеиновую кислоту, а в масляную: соединения бората глицерина с щелочами KOH, NaOH, LiOH, Ca(OH)<sub>2</sub>, амином или спиртоамином. Наибольшее применение в производственных условиях находят: ингибитор коррозии – триэтанолламин и пассиватор – нитрит натрия.

СОЖ легко загнивает (особенно эмульсия). Радикальным средством повышения бактерицидности СОЖ является использование всевозможных бактерицидных присадок: финил-фенолета натрия и других продуктов фенольного типа, нитробутанола, четвертных аммониевых солей, метилового ацетата ртути, мертиолята, растворяемого в СОЖ 1:10<sup>5</sup>, 1:10<sup>6</sup>. Чаще используют порошок гексахлорфена (130 г гексахлорфена и 50 г каустической соды в 1 литре воды) – идет 1,2 г на 1 л эмульсии. К пенообразованию особенно склоны эмульсии и легкие минеральные масла. Антивсмениваемость водных композиций обеспечивают добавкой 5% смеси кальциевых солей слабых кислот и триэтанолламин-фосфата. Для эмульсий рекомендуется препарат, представляющий смесь минерального масла, полиэтилена и микрокристаллического парафина - 3÷5%. Для масляных СОЖ – присадка: 6÷12% соли кароксильной кислоты, 2÷4% соли сульфокислоты, 0,05÷1% окисленного микровоска, 70÷90% линерального масла.

#### **Выбор СОЖ:**

для скоростного и обычного шлифования:

- МР-4 (углеводородная),
- МР-1 (масляная),
- Укринол-12 (эмульсия),
- Укринол-2;

для хонингования и суперфиниширования:

- 7-10% эмульсия НСК-5,
- ВН-4,
- ОСМ-1.

Взамен импортного Хонило-1 следует использовать ОСМ-1 на станки «Тиленхауз» для доводки сфер штоков.

СОЖ Укринол-1-12 и Аквол-2 в различных процентных соотношениях равнозначны составу «Чимпериал20» разработанному фирмой Цинциннати (США) по максимальной величине безприжоговой подачи, удельной производительности шлифования, шероховатости и удельной мощности.

Необходим эффективный способ подвода СОЖ, т.е. истечение скорости жидкости из сопла или использование энергии воздушных потоков, окружающих шлифовальный круг.

Рекомендуемая СОЖ для хонингования

Тринатрий фосфат	250г
Тиамогевина	100г
Триэтанолламин	380г
Глицерин	200г
Нитрий натрия	300г
	<hr/>
	на 100л

Получила применение СОЖ содержащая:  
54% ПЭО (полиэтилен гликоль),  
2% моноэталоамина,  
0,2% нитрит натрия,  
0,05% ТМС-31.

#### **Перспективы применения СОЖ.**

Повышение эффективности действия СОЖ при обработке материалов резанием предполагает:

1. Изменение условий контактирования СОЖ с режущим инструментом и обрабатываемой деталью.
  - 1.1. Динамическая активация повышения скорости движения СОЖ относительно объекта процесса резания.
  - 1.2. Рациональная траектория движения СОЖ.
  - 1.3. Оптимизация количества (раствора) СОЖ.
2. Изменение физико-химических свойств СОЖ.
  - 2.1. Традиционное средство – легирование СОЖ присадками, содержащими химически и поверхностно-активное вещество.

Обычно стремятся повысить физическую и химическую активность СОЖ по отношению к обрабатываемой детали и режущему инструменту, чтобы создать на их контактирующих поверхностях более прочные и термостойкие химические и физические пленки.

В принципе для всех видов обработки металлов резанием можно создать типаж унифицированных СОЖ, включающих всего 12 составов. В это число входят одна эмульсия и одна синтетическая жидкость предназначенные специально для шлифования различных материалов и легкое масло с присадками для хонингования. Две масляные жидкости с различным количеством присадок для лезвийной и абразивной обработки труднообрабатываемых материалов. Одна – для обработки титановых сплавов.

**Эффективность финишной обработки плоскостей на станках «Растр-350».** Доводка плоскостей на станках «Растр-350» позволяет достигать 10÷11 классов чистоты поверхности и плоскостности до 0,001÷0,002 мм с обеспечением различного микрорельефа за счет возможности регулирования «рабочего движения» станка.

В результате сложения взаимно перпендикулярных колебаний шатунов с различными частотами каждая точка поверхности притира движется по траектории, имеющей вид сетки сложной конфигурации. На рис.1 показаны фрагменты траекторий, воспроизведенных станком.

Сетка траектории распределена по площади квадрата со сторонами, равными ходам шатунов. Траектория образуется из последовательно сменяющихся фигур вращений. Кадры чередуются с частотою  $n=n_2-n_1$ , где  $n_2$  и  $n_1$  – числа оборотов в минуту эксцентриковых валов с нерегулируемым шкивом и вариатором соответственно.

Рисунок траектории в каждом кадре индивидуален, а линии – строки, из которых состоит кадр, не повторяется в последующих кадрах. Сложность и неповторимость траекторий точек притира на практике означает, что каждое зер-

но все время проходит по новому месту обрабатываемой поверхности и не оставляет на ней глубоких следов, благодаря чему уменьшается шероховатость. Многократное самопересечение траектории при непрерывной смене направления движения заставляет абразивные зерна работать всеми гранями своих вершин, что повышает режущую способность инструмента и увеличивает производительность процесса. Постепенное и плавное уменьшение амплитуд колебаний притира в конечной стадии доводки способствует ликвидации отдельных рисок и получению однородного микрорельефа на обработанной поверхности. Установлено, что на результаты доводки (особенно на алмазных плитах) оказывает влияние плотность сетки распределенной траектории. Плотность сетки определяется числом строк в кадре  $N=(n_2 + n_1) : (n_2 - n_1)$ . Она управляется изменением расстройки частот исходных колебаний  $n_2 - n_1$ : чем меньше расстройка, тем плотнее сетка.

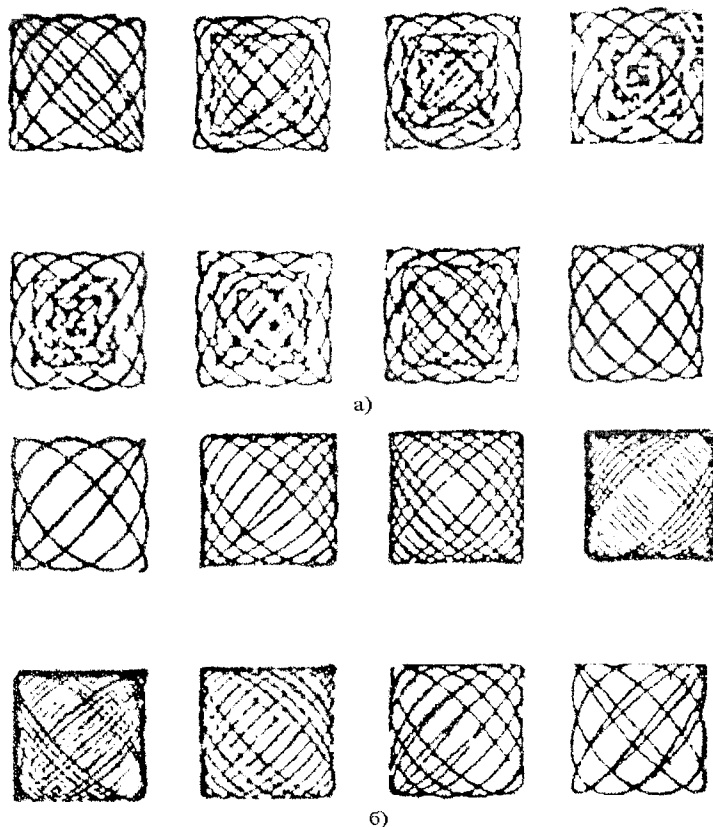


Рис.1. Траектории притира: а) при изменении расстройки частот; б) при изменении амплитуд колебаний.

Возможность плавного регулирования плотности позволяет подобрать на станке такую траекторию, при которой шероховатость доведенной поверхности для конкретного сочетания обрабатываемого и абразивного материала будет наименьшей. Более того, целенаправленный выбор плотности позволяет формировать на поверхности обрабатываемых деталей микро рельеф с оптимальной геометрической структурой для таких эксплуатационных свойств, как износостойкость, контактная жесткость, герметичность стыка и т.д.

Поскольку при доводке притир движется с равными мгновенными скоростями всех точек, пути трения деталей одинаковы по всей поверхности. Средняя скорость резания определяется формулой  $V=3A(n_2+n_1)$ , где  $A$  – амплитуда колебаний (половина хода шатунов). Единственным условием равномерного износа притира является равномерное распределение обрабатываемых деталей по его поверхности. Выполнение этого требования обеспечивается применением соответствующих кассет для укрепления обрабатываемых деталей.

Данная технология эффективно используется для обработки поверхностей ответственных деталей авиационного назначения.

#### Список литературы

1. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения./Под общей редакцией Ф.В.Новикова и А.В.Якимова. В десяти томах. – Т.6. «Качество обработки деталей машин» - Одесса: ОНПУ,2005. – 716с.
2. Кедров С.М. Средства повышения производительности доводки металлов //Станки и инструмент, 1987, №6.
3. Дудко П.Д. Исследование процесса доводки стальных цилиндрических деталей свободным абразивом с осциллирующим движением притира. – Дис....канд. техн. наук. – Харьков: ХПИ, 1970. – 300 с.
4. Шкуруній В.Г. Підвищення ефективності технології фінішної обробки світловідбиваючих поверхонь деталей із тонкого листа і стрічок. – Автореф. дис....канд. техн. наук. – Одеса: ОНПУ, 2006. – 21 с.

#### Анотація

#### Підвищення ефективності доведення поверхонь деталей пастами і суспензіями

*У статті обґрунтовані можливості і дані рекомендації високоефективного доведення поверхонь деталі пастами і суспензіями.*

#### Abstract

#### Increase of efficiency of operational development of surfaces of details by floorings and suspensions

*In clause opportunities are proved and recommendations of highly effective operational development of surfaces of a detail are given by ice crusts and suspensions.*

## ОБЕСПЕЧЕНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ

Гуцаленко Ю.Г.  
(НТУ «ХПИ»)

*Представлена модель устойчивого во времени процесса шлифования инструментами с рабочей частью в виде связующей матрицы со случайно расположенными в ней зёрнами абразивами, например алмазными. Модель предполагает равномерный закон распределения высот зёрен над уровнем связки после ее вскрытия. Отображением стабильности шлифования является сохранение неизменной максимальной толщины среза, достигаемой отдельными зёрнами рабочей поверхности круга в заданной системе кинематико-геометрических условий (режимов) шлифования, определяющих производительность обработки.*

*В общем случае изнашиваемости зёрен в трибо- и режущем контакте с обрабатываемым материалом рассматриваемая модель допускает также равномерным (с постоянной скоростью) износ зёрен в направлении нормали к номинальной рабочей поверхности круга (цилиндрической при шлифовании периферией круга, плоской при шлифовании его торцем).*

*Рассматриваются вопросы адаптации результатов моделирования к задачам рационального использования алмазных шлифовальных кругов в комбинированных технологиях, основанных на введении в зону резания электрических разрядов (алмазно-искровое шлифование).*

**Постановка проблемы.** Применение электроэрозионных технологий алмазного шлифования позволяет решать задачи формообразования токопроводных труднообрабатываемых материалов [1].

Однако насыщение зоны резания электроразрядными процессами сверх необходимого уровня поддержки процессов регенерации режущего рельефа, достаточного для обеспечения устойчивой производительности обработки, приводит к необоснованному расходу и энергетических ресурсов, и сверхтвёрдого абразива, дополнительным материальным затратам. Повышение высоты рельефа рабочей поверхности круга снижает вероятность удержания в связке алмазных зёрен под действием нагрузок рабочего контакта и, следовательно, среднее число единичных актов микрорезания каждым из них. Поэтому, когда высота действительного рельефа рабочей поверхности круга превышает глубину действительного внедрения в него обрабатываемого материала ( $b_{\text{max}} > H_{\text{max}}$ , рис. 1), обусловленную кинематико-геометрическими и физическими условиями контакта, уровень остроты рельефа алмазного круга, повышение и поддержание которой в принципе является главной физической задачей комбинирования шлифования, может оказаться чрезмерным.

Следствием уменьшения числа режущих зёрен на рабочей поверхности круга из-за уменьшения  $\xi = H_{\text{max}}/b_{\text{max}}$  (рис. 2) является недоиспользование возможностей сверхтвёрдых абразивов, их повышенный относительный расход.

**Анализ последних исследований.** Исследованиями с использованием модели шлифования [2] установлено, что стабилизация процесса алмазного шлифования во времени требует соблюдения условия

$$v_{св} = v_{зср} / \eta, \quad (1)$$

где  $v_{св}$  и  $v_{зср}$  – линейные скорости износа соответственно связки круга и зёрен;  $\eta = \Delta_{max} / H$ , где  $\Delta_{max}$  – среднее ожидание действительного линейного износа максимально выступающего зерна,  $H$  – максимальная вероятностная толщина среза (рис. 1).

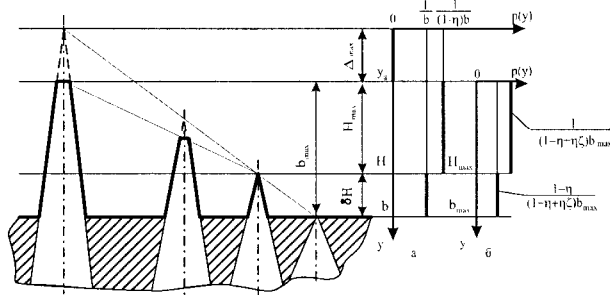


Рис. 1. Модель рельефа рабочей поверхности шлифовального круга. Плотность распределения вероятности действительных вершин алмазных зёрен в системах координат, связанных с вершиной наиболее выступающего зерна: а - мнимой; б - действительной.

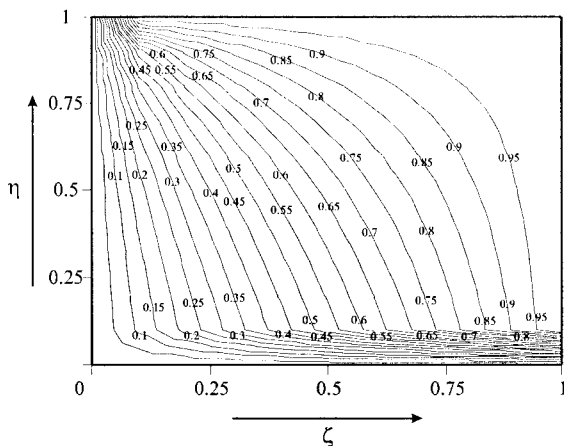


Рис. 2. Отношение числа режущих зёрен к общему числу зёрен на рабочей поверхности шлифовального круга в системе  $\eta - \zeta$ .

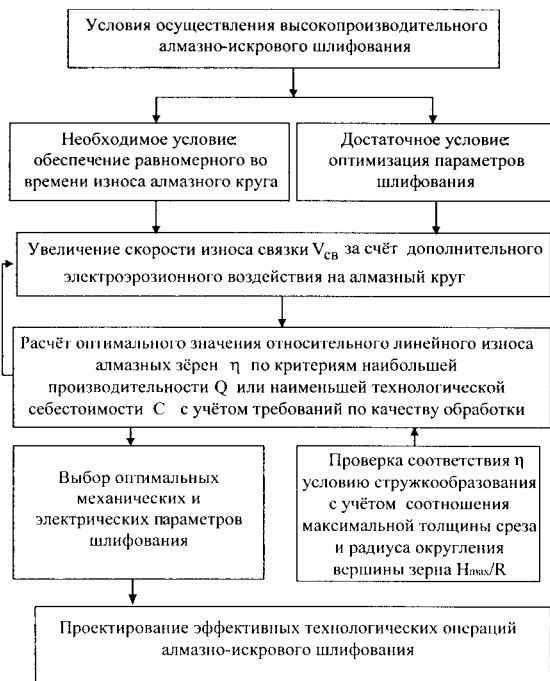


Рис. 3. Структурная схема выбора оптимальных условий алмазно-искрового шлифования.

Подробное исследование вывода (1) в рамках конкретной геометрической модели (рис. 1) приведено в работе [3]. Ранее было сформулировано также положение об инвариантности вывода (1) для различных геометрических интерпретаций формы зерна [4]. Ранее также обращалось внимание на то, что соблюдение равенства (1) является условием устойчивой работы шлифовального круга и в условиях поддержания статистически гарантированного зазора между снимаемым припуском и связкой круга ( $\delta H > 0$ , рис. 1), но при предварительной правке круга с обеспечением выступления режущих зерен над уровнем связки на величину этого зазора до начала соблюдения регламентом технологического процесса условия (1) [5]. Такой гарантированный зазор полезен с позиций минимизации расхода сверхтвёрдых абразивов и, одновременно, максимизации режущего ресурса кругов, повышения энергоотдачи работы стружкообразования исключением трения поверхности припуска заготовки со связкой круга. Так, первому технологическому переходу с заданной производительностью алмазно-искрового шлифования должна предшествовать предварительная правка круга, обеспечивающая стартовую высоту его рабочего рельефа не ниже этой величины межэлектродного зазора между поверхностями припуска заготовки и связки круга, с последующим соблюдением условия (1) в процессе выполнения технологического перехода, одно- (в единичном производстве) или многократ-



но, до полного исчерпания алмазоносного слоя (в массовом производстве) за суммарное операционное время  $T = S/v_{ce}$ , составляющее полный, причем непрерывный (без промежуточных автономных правок) ресурс круга ( $S$  – толщина алмазоносного слоя).

Использование технологического метода алмазно-искрового шлифования, при корректном назначении электрических режимов в условиях статистически устойчивой характеристики электрического сопротивления среды зоны резания, позволяет авторегулировать процесс формирования рабочей поверхности круга с необходимой для стабилизации режущего контакта высотой  $b=H+\delta H$ . Механизм авторегуляции в некоторой системе электрических режимов дополнительного энергетического воздействия «включает» устойчивое активирование электроразрядных процессов в среде зоны резания, как и электрических разрядов в любой другой относительно диэлектрической среде, при достижении некоторой величины межэлектродного зазора, в данном случае между поверхностями припуска заготовки и связки круга.

Структурная схема выбора оптимальных условий алмазно-искрового шлифования представлена на рис. 3.

**Обсуждение результатов.** Здесь – несколько разъяснений, по опыту дискуссий вокруг равенства (1) как условия стабильности шлифования составляющих ряд дополнительно необходимых ключевых положений в понимании существа вопроса.

Первое. Понятно, что на уровне рабочей поверхности круга в целом, т.е. макрогеометрическом, скорость износа (понижения) этой рабочей поверхности, сформированной выступающими над уровнем связки зернами абразива, которую в принципе можно условно обозначить подобным используемому в (1) идентификатором, например  $v_{зер}^*$ , но уже с другим физическим смыслом, будет задавать темп непрерывного износа (понижение уровня) связки  $v_{ce}$ , необходимый для обеспечения постоянства высоты рабочего рельефа круга как одного из геометрических условий устойчивости шлифования (наряду с постоянством глубины внедрения в этот рельеф снимаемого с обрабатываемой поверхности припуска). Соблюдение условия

$$v_{ce} = v_{зер}^* \quad (2)$$

решает ту же проблему, что и соблюдение условия (1), но, во-первых, совершенно в ином геометрическом смысле, а именно на макроуровне, и, во-вторых, в общем случае резания-шлифования отвечает принципу необходимости, но не достаточности.

Рассматриваемый подход протекание износа зерен оценивает параметром  $v_{зер}$  в отношении к отдельно взятому зерну, каждому из осуществляющих рабочий контакт с обрабатываемым материалом, т.е. на микрогеометрическом уровне. Этот рабочий контакт, при условии геометрического пересечения снимаемого припуска рабочим рельефом круга, т.е. при наличии внедрения рабочего рельефа круга в обрабатываемый материал, в общем случае пластического и (или) режущего, происходит не только на линии фронта рабочей поверхности

круга, скорость изменения положения которой и составляет величину  $v_{зер}^*$  в выражении (2), но и в глубине рабочей поверхности круга, где также происходит износ контактирующих с обрабатываемой поверхностью зерен (в аналитических выкладках [2-5] с одной и той же скоростью  $v_{зер}$ , в первом приближении инвариантной толщине среза и степени износа зерна). Именно поэтому (см. курсив выше) кинематико-геометрическое условие устойчивости процесса шлифования на микрогеометрическом уровне имеет вид (1).

Равенство (2) как частный случай (1) при  $\eta=1$ , как это ранее уже отмечалось [2-4], соответствует механической обработке без внедрения инструментального рельефа в обрабатываемую поверхность, это характерно, например, ситуациям близкой или равной твердости обрабатываемого и обрабатывающего материалов, а также целенаправленным бесстружечным технологиям, по определению не относящимся к собственно процессам обработки материалов резанием (и к шлифованию в том числе).

Равенство (1), в отличие от (2), учитывает оба геометрических условия устойчивости шлифования, о которых шла речь выше, и его выполнение удовлетворяет им.

Второе. Понятно, что реально высотное распределение зерен абразива над уровнем поверхности связи не является равномерным, как это принято в используемой здесь и в работах [2-5] расчетных схемах, в том числе при обосновании условия (1). Однако логика подробного доказательства [3] в любом случае останется неизменной, а ее результат – инвариантным рассматриваемым законам распределения, поскольку ни расчетная схема единичного зерна (рис. 1), ни комплекс геометрических условий устойчивости шлифования (требование постоянства как высоты рабочего рельефа круга, так и глубины его проникновения в снимаемый с обрабатываемой поверхности припуск) при этом не затрагиваются.

Третье. Понятно, что реально мгновенная величина  $v_{зер}$  определяется и мгновенной толщиной среза, и степенью износа зерна в рассматриваемый момент времени. Однако использование в общем случае логики доказательств и рассуждений вокруг рассматриваемого подхода к обеспечению устойчивости шлифования эквивалентной (приведенной) характеристики

$$\bar{v}_{зер} = \left( \int_0^t v_{зер} d\tau \right) / t, \quad (3)$$

где  $t$  – время рабочей жизни зерна, оставляет эту логику без изменений.

**Выводы.** Приведенные результаты и разъяснения к ним призваны как внести дополнительную определенность в отношении рассматриваемого подхода к проблеме устойчивости шлифования, так и предостеречь заинтересованных исследователей такого подхода и их оппонентов от возможных недооценок и ошибочных толкований.

В контексте изложенного подхода к обеспечению устойчивости рабочих процессов шлифования, применение электроэрозионных технологий алмазного шлифования позволяет решить проблему минимизации расхода сверхтвердых

абразивов и, одновременно, максимизации режущего ресурса кругов путем обоснованного выбора механических и электрических режимов комбинированной обработки.

Разработанный подход наиболее эффективен при обработке высокопрочных пластичных материалов типа износостойких наплавов и покрытий, быстрорежущих и штамповых сталей, других труднообрабатываемых материалов, что находит подтверждение в производственной практике.

#### Список литературы

1. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дисс...д-ра техн. наук. – Харьков, 1995. – 56 с.
2. Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Гуцаленко Ю.Г. Оптимизация параметров энергетически равновесного процесса алмазного шлифования // Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. редакцией Ф.В.Новикова и А.В.Якимова. В десяти томах. – Т.9. – Одесса: ОНПУ, 2005. – С.477-504.
3. Гуцаленко Ю.Г. Стойкость круга в рабочих процессах рационального стабильного шлифования // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харк. політехн. ін.-т» – 2005. – № 23. – С. 50-63.
4. Гуцаленко Ю.Г. Аналитические посылки и технологические возможности операций устойчивого шлифования алмазными кругами на металлических связках // Резание и инструмент в технологических системах. – 2005. – Вып. 68. – С. 323-327.
5. Gutsalenko Yu.G. Efficient stability support of electroerosion diamond grinding. MicroCAD 2006 International Scientific Conference 16-17 March 2006. Section M: Production Engineering and Manufacturing Systems. – University of Miskolc. – P. 65-68.

#### Анотація

##### Забезпечення сталості алмазного шліфування

*Представлено модель сталого у часі процесу шліфування інструментами з робочою частиною у вигляді зв'язуючої матриці з зернами абразиву, наприклад алмазними, що розташовані у ней випадково. Модель передбачує рівномірний закон розподілу висот зерен над рівнем зв'язки після її розкриття. Відображенням стабільності шліфування є збереження незмінного максимальної товщини зрізу, що досягається окремими зернами робочої поверхні круга в заданій системі кінематико-геометричних умов (режимів) шліфування, які визначають продуктивність обробки.*

*В загальному випадку зношування зерен в трибо- і ріжучому контакті з матеріалом, що оброблюється, модель, що розглядається, припускає також рівномірним (з постійною швидкістю) знос зерен в напрямку нормалі до номінальної робочої поверхні круга (циліндричної при шліфуванні периферією круга, плоскої при шліфуванні його торцем).*

*Розглядаються питання адаптації результатів моделювання до завдань раціонального використання алмазних шліфувальних кругів в комбінованих технологіях, які засновано на введенні у зону різання електричних розрядів (алмазно-іскрове шліфування).*

## **Abstract**

### **Stability support of diamond grinding**

*Model of steady in time grinding process realized by means of tools with working part as a binding matrix with abrasive grains located in it in random manner, for example, diamond grains, is presented. The model presumes the uniform law of distribution of grain heights above a level of the bond after its removal. Representation of grinding stability is retention of nonvarying maximal thickness of cut by single grains of wheel working surface in the prescribed system of kinematic-geometrical conditions (modes) of grinding, which determines processing productivity.*

*In general case of grain wear process in tribo- and cutting contact to a material to be machined the considered model presumes also uniform (with constant speed) wear of grains in the direction of normal to nominal wheel working surface (cylindrical at grinding by wheel periphery, flat one – at grinding by end surface).*

*The questions of adaptation of modelling results to the problem of efficient use of diamond grinding wheels in combined technologies based on introduction into cutting zone of electric discharges (diamond-spark grinding) are considered.*

## ЗМІСТ

<b>Скобло Т.С., Давыдова С.Н.</b> СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ЦЕМЕНТИТА В ВЫСОКОУГЛЕРО- ДИСТЫХ СПЛАВАХ.....	3
<b>Скобло Т.С., Давыдова С.Н.</b> СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ЗАЭВТЕКТОИДНОЙ СТАЛИ ПО- СЛЕ ТЕРМООБРАБОТКИ.....	8
<b>Коломиец В.В., Еременко М.В., Щерба Ю.Н.</b> ОСОБЕННОСТИ ЧЕРНОВОЙ ОБРАБОТКИ НАПЛАВЛЕННЫХ МАТЕРИАЛОВ РЕЗЦАМИ ИЗ ПСТМ .....	12
<b>Фабричникова И.А., Коломиец В.В.</b> ЗАВИСИМОСТЬ УСИЛИЙ И НАПРЯЖЕНИЙ ПРОЦЕССА СРЕ- ЗАНИЯ СТРУЖКИ ОТ НЕОДНОРОДНОГО СТРОЕНИЯ КОРНЕ- ПЛОДА САХАРНОЙ СВЕКЛЫ .....	16
<b>Новиков Г.В.</b> ТЕОРИЯ ФОРМИРОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ ТОЧНОСТИ ОБРА- БОТКИ ПОД ВЛИЯНИЕМ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ В ТЕХ- НОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ.....	20
<b>Шкурупий В.Г., Новиков Ф.В.</b> ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ И СВЕТООТРАЖАТЕЛЬНОЙ СПОСОБНОСТИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ТОНКОГО ЛИСТА И ЛЕНТ.....	31
<b>Ларшин В.П., Якимов А.В.</b> ТЕМПЕРАТУРНЫЕ ПОГРЕШНОСТИ ПРИ РЕЗЬБОШЛИФОВА- НИИ .....	42
<b>Проволоцкий А.Е., Кадильникова Т.М., Маймур Я.С.</b> ФОРМИРОВАНИЕ ДИАГНОСТИЧЕСКИХ ПРИЗНАКОВ ТЕХ- НИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ОБЪЕКТОВ .....	48
<b>Якимов А.А.</b> ТЕПЛОВЫЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ТОРЦЕВЫМ ПРЕРЫВИСТЫМ КРУГОМ.....	51
<b>Овчаров Б.З., Неласий А.Н.</b> АНАЛИЗ ТЯГОВОЙ СПОСОБНОСТИ ДВУХБАРАБАННЫХ ПРИВОДОВ ЛЕНТОЧНЫХ КОНВЕЙЕРОВ И РЕКОМЕНДАЦИИ ПО ИХ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЮ .....	57
<b>Свиргун О.А.</b> К ВОПРОСУ О ВЫБОРЕ МАТЕРИАЛА И ЧИСТОТЕ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТИ ВАЛА НА РЕЗИНОМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОД- ШИПНИКАХ СКОЛЬЖЕНИЯ, СМАЗЫВАЕМЫХ ВОДОЙ.....	64
<b>Сметанкина Н.В., Свет Е.В., Шупиков А.Н.</b> АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В МНОГОСЛОЙНЫХ ПЛАСТИНАХ НЕКАНОНИЧЕСКОЙ ФОРМЫ В ПЛАНЕ.....	68
<b>Сидашенко А.И.</b> АНАЛИЗ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ВОССТАНОВИТЕЛЬНЫХ ПО-	

КРЫТИЙ, НАНЕСЕННЫХ НАПЛАВКОЙ И УПРОЧНЕННЫХ ПОВЕРХНОСТНЫМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ .....	74
<b>Можарова Н.М.</b>	
ЗАКОНОМЕРНОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ СТРУКТУРЫ ВЫСОКОХРОМИСТЫХ ЧУГУНОВ ЛЕГИРОВАННЫХ ВОЛЬФРАМОМ .....	79
<b>Власовец В. М.</b>	
КОМПЛЕКСНАЯ МЕТОДИКА ОЦЕНКИ КАЧЕСТВА ЧУГУННЫХ ДЕТАЛЕЙ.....	86
<b>Науменко А.А.</b>	
ИСПЫТАНИЯ НА ПРОЧНОСТЬ СЦЕПЛЕНИЯ МАТЕРИАЛА ПОКРЫТИЯ, НАНЕСЕННОГО С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ВОДОРОДНО-КИСЛОРОДНОГО ПЛАМЕНИ .....	96
<b>Ридный Р. В.</b>	
ОБОСНОВАНИЕ НАПРАВЛЕНИЯ ПОВЫШЕНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ДЕТАЛЕЙ С ПОКРЫТИЯМИ.....	101
<b>Тищенко Л. Н., Пивень М. В.</b>	
ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ВИБРОВЯЗКОСТИ-ЗЕРНОВЫХ СМЕСЕЙ ПРИ СЕПАРИРОВАНИИ ПЛОСКИМИ ВИБРАЦИОННЫМИ РЕШЕТКАМИ.....	106
<b>Харьяков А.В.</b>	
ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА ПОКРЫТИЙ НАНЕСЕННЫХ ПЛАЗМЕННО-ПОРОШКОВЫМ СПОСОБОМ .....	113
<b>Марченко М. В.</b>	
АНАЛИЗ КАЧЕСТВА ВТУЛОК ЦИЛИНДРОВ МАЛЫХ СУДОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ НА ОСНОВЕ СТРУКТУРНОГО ФАКТОРА.....	120
<b>Поздняков Н.Г.</b>	
ВЛИЯНИЕ СОДЕРЖАНИЯ ФОСФОРА НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СЕРЫХ ЧУГУНОВ.....	131
<b>Новиков Ф.В.</b>	
ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ КОЛЕБАНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ НА ПАРАМЕТРЫ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ.....	137
<b>Проволоцкий А.Е., Негруб С.Л.</b>	
ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ПОСЛЕ ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИХ МЕТОДОВ ОБРАБОТКИ .....	147
<b>Чистяк В.Г.</b>	
ИССЛЕДОВАНИЕ КАЧЕСТВА ЗАКЛЕПОЧНЫХ СОЕДИНЕНИЙ.....	151
<b>Олейник А.К.</b>	
ВЛИЯНИЕ РАЗЛИЧНЫХ ОКИСЛОВ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ТРЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ДВИГАТЕЛЕЙ.....	155
<b>Золотарёв В.М.</b>	
ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ НАПРЯЖЕННОСТЬ НА ПОВЕРХНОСТИ ИЗОЛИРОВАННОЙ СЕКТОРНОЙ ТОКОПРОВОДЯЩЕЙ ЖИЛЫ, ПОМЕЩЕННОЙ В ОБЛАСТЬ ИОНИЗИРОВАННОГО ГАЗА .....	159
<b>Бузько С. В., Золотарёв В. В., Карпушенко В. П., Науменко А. А.</b>	

СВЯЗЬ КОЭФФИЦИЕНТА ПРОПОРЦИОНАЛЬНОСТИ МЕЖДУ СКОРОСТЬЮ И ТОКОМ ПЕРЕНОСА ДВИЖУЩЕЙСЯ ИЗОЛИРОВАННОЙ СЕКТОРНОЙ ЖИЛЫ С ЕЁ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ ПАРАМЕТРАМИ.....	164
<b>Волков И.В., Дегтярева Ю.Ю., Калмыков М.А., Николаенко А.П.</b> ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ НА СТАНКАХ С U-ОБРАЗНОЙ ФОРМОЙ КОНТЕЙНЕРА .....	167
<b>Липовецкий Л.С., Бенин Е.Ю., Кохановский В.И., Есмагчук А.Н.</b> НОВЫЕ РЕШЕНИЯ В РАЗРАБОТКЕ ШАХТНОГО СВЕТИЛЬНИКА СВГ5 .....	174
<b>Липовецкий Л.С., Федоренко Г. Л., Бенин Е.Ю.</b> ШАХТЕРСКИЙ СВЕТИЛЬНИК И БЛОКИ ИСКРОЗАЩИТЫ НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ – НОВЫЕ СТАНДАРТЫ В ОБЕСПЕЧЕНИИ ОХРАНЫ ТРУДА И ПРОИЗВОДСТВЕННОЙ БЕЗОПАСНОСТИ НА УГОЛЬНЫХ ПРЕДПРИЯТИЯХ .....	179
<b>Воробьев Ю.С., Жондковски Р., Гошкодера В.П., Романенко Л. Г., Романенко В. Н.</b> ОСОБЕННОСТИ КОЛЕБАНИЙ ЛОПАТОК С Т-ОБРАЗНЫМ ХВОСТОВЫМ СОЕДИНЕНИЕМ .....	182
<b>Мацевитый В.М., Казак И.Б., Вакуленко К.В.</b> ТРЕБОВАНИЯ К ФАЗОВОМУ СОСТАВУ ЗАЩИТНЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ И НЕКОТОРЫЕ РЕКОМЕНДАЦИИ .....	187
<b>Милешкин М.Б., Библик И.В.</b> ПРИМЕНЕНИЕ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ДЛЯ СУММИРОВАНИЯ УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ.....	192
<b>Стороженко М.А.</b> АНАЛИЗ ЛОКАЛИЗАЦИИ ВИБРАЦИОННЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ЛОПАТОК ТУРБОМАШИН С УЧЕТОМ ПОВРЕЖДЕНИЙ.....	197
<b>Кузнецов В., Калмыков М., Яковенко В.</b> СИСТЕМА КОНТРОЛЯ ТОЛЩИНЫ СЛОЯ УПРОЧНЕННОГО МАТЕРИАЛА ПРИ ВИБРООБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ.....	201
<b>Иванов И.Е.</b> ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА НАРЕЗАНИЯ ВНУТРЕННЕЙ РЕЗЬБЫ В БАЛЛОНАХ .....	209
<b>Яценко С.М.</b> РАСЧЕТ И КОЛИЧЕСТВЕННАЯ ОЦЕНКА ПАРАМЕТРОВ ТЕПЛООВОГО ПРОЦЕССА ПРИ ШЛИФОВАНИИ .....	215
<b>Пашкова Г.И.</b> ОБ УПРОЧНЕНИИ ОБКАТКОЙ РОЛИКАМИ ЧУГУННЫХ КОЛЕНЧАТЫХ ВАЛОВ ТРАНСПОРТНЫХ ДИЗЕЛЕЙ .....	224
<b>Ларшин В.П., Рыбалко А.П., Фадеев В.А.</b> ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ СИСТЕМ ЧПУ И АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ .....	228

<b>Мартиненко В.Я., Фецишин Б.П., Стойко І.І., Дудкін П.Д.</b> РЕГІОНАЛЬНА ІННОВАЦІЙНА ПОЛІТИКА В УМОВАХ СТРУКТУРНОЇ ПЕРЕБУДОВИ ЕКОНОМІКИ .....	232
<b>Гринченко А.С., Земницький А.В.</b> ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОЧИХ ПАРАМЕТРОВ ФРИКЦИОННОЙ ПРЕДОХРАНИТЕЛЬНОЙ МУФТЫ .....	236
<b>Дитиненко С.А.</b> ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ДОВОДКИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ПАСТАМИ И СУСПЕНЗИЯМИ .....	239
<b>Гуцаленко Ю.Г.</b> ОБЕСПЕЧЕНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ .....	246