

МІНІСТЕРСТВО АГРАРНОЇ ПОЛІТИКИ УКРАЇНИ

**ВІСНИК
ХАРКІВСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО
ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
СІЛЬСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА**

Випуск 18

**“ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ
ВІДНОВЛЮЄМИХ ДЕТАЛЕЙ
МАШИН”**

Харків 2003

МІНІСТЕРСТВО АГРАРНОЇ ПОЛІТИКИ УКРАЇНИ

**ВІСНИК
ХАРКІВСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО
ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
СІЛЬСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА**

Випуск 18

**“ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ
ВІДНОВЛЮЄМИХ ДЕТАЛЕЙ
МАШИН”**

Харків 2003

УДК 621.051

Друкується за рішенням Вченої ради ХДТУСГ від 03.04.2003р., протокол №6.

В збірник включені наукові праці Харківського державного технічного університету сільського господарства, 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 1996-2005 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. **Заїка 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.**

Член кореспондент ІАУ, професор, д.т.н. **Шабельник Б.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. **Трішевський О.І.**

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

Наукове видання
**ВІСНИК ХАРКІВСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
СІЛЬСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА**
Випуск 18

“ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ ВІДНОВЛЮЄМИХ ДЕТАЛЕЙ МАШИН”

Відповідний за випуск Тіхонов О.В.

Комп'ютерний набір та верстка Бондар Н.Б., Савчук А.В.

Підписано до друку 03.04.2003р. Папір тип №2.
Формат 60x84 1/16. Умов. друк. аркуш. 16,0. Тираж 300 прим.
Замовлення № 695

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

Типографія заводу “ФЕД”
61023, м. Харків, вул. Сумська, 132

ISBN 5-7987-0176X

© Харківський державний технічний
університет сільського господарства,
2003

ТЕМПЕРАТУРНОЕ ПОЛЕ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ТОНКИХ ДЕТАЛЕЙ

**Якимов А.В., докт. техн. наук, Новиков Ф.В., докт. техн. наук,
Якимов А.А., канд. техн. наук**

*(Одесский Национальный политехнический университет,
Харьковский государственный экономический университет)*

В работе приведено аналитическое решение задачи о температурном поле в пластинке, позволяющее установить критерии, разграничивающие детали на тонкие пластины и полубесконечные тела.

Шлифование тонких деталей представляет собой достаточно сложную проблему с точки зрения управления тепловыми процессами [1,2,3]. Тонкими деталями при шлифовании называются такие детали, в которых наличие плоскостей, ограничивающих тепловые потоки, существенно влияют на температурное поле. Такие детали нельзя считать полубесконечными, поэтому для установления закономерности поведения температурных полей требуется проведение специальных исследований, используя теоретические подходы теплофизики механической обработки [4,5,6]. Учитывая отсутствие в научно-технической литературе аналитических решений о распределении температурных полей при шлифовании тонких деталей, целью данной работы является расчет температуры при шлифовании тонких деталей и анализ путей ее уменьшения.

Для аналитического расчета температурного поля для подвижного полосового источника в тонкой пластине конечной толщины примем следующую тепловую схему. По поверхности пластины толщиной l_0 с постоянной скоростью движется тепловой источник шириной $2h$ (рис. 1). Плоскости $X = 0$ и $X = l_0$ не пропускают тепла.

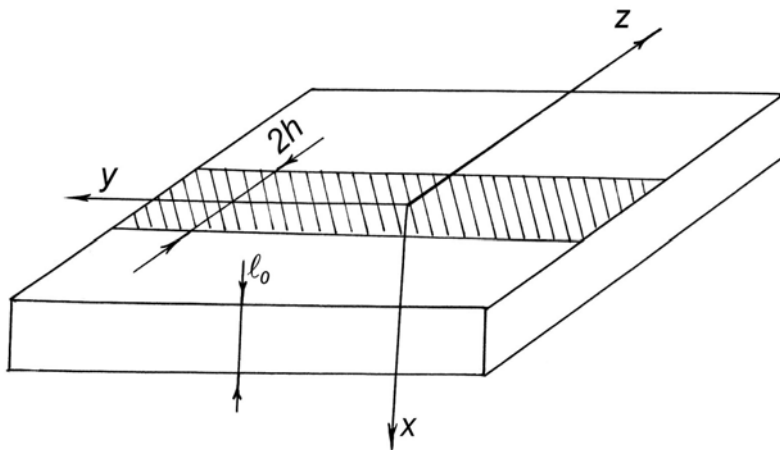


Рис. 1 Расчетная схема.

Требуется найти стационарное температурное поле в системе координат, связанной с источником.

Такая задача

сводится к решению дифференциального уравнения

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + V \frac{\partial T}{\partial z} \quad (1)$$

с краевыми условиями

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0, |z|<h} = q = const; \quad T|_{t=0} = 0; \quad \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0, |z|<h} = \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=l_0} = 0. \quad (2)$$

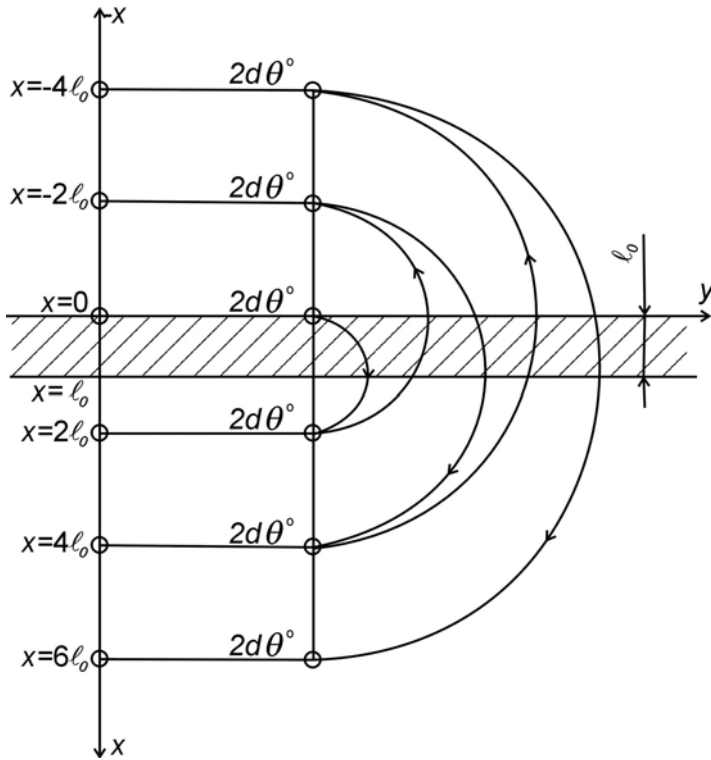


Рис. 2. Расположение тепловых источников, удовлетворяющее условию (2).

Для тепловой задачи, учитывающей наличие двух ограничивающих плоскостей, применим метод источников в дополнении с методом изображений.

Сущность метода изображений состоит в том, что для удовлетворения краевых условий (2) на плоскости, необходимо строить в этой плоскости отраженные источники (или стоки), как в плоском зеркале. На рис. 2 представлено расположение тепловых источников, удовлетворяющее условию (2).

Решение для плоского источника, движущегося по поверхности пластины в безразмерном виде, имеет вид [1]

$$\frac{\pi\lambda VT}{2qa} = \int_{z-H}^{z+H} \exp(-\xi) K_0 \left(\sqrt{X^2 + \xi^2} \right) \frac{\sum_{n=-\infty}^{n=\infty} K_0 \sqrt{(X - 2Dn)^2 + \xi^2}}{K_0 \sqrt{X^2 + \xi^2}} d\xi \quad (3)$$

где $D = \frac{Vl_0}{2a}$; $X = \frac{Vx}{2a}$; $\xi = \frac{V}{2a}(z - z')$.

Обозначив в выражении (3)

$$M(X, D, \xi) = \frac{\sum_{n=-\infty}^{n=\infty} K_0 \sqrt{(X - 2Dn)^2 + \xi^2}}{K_0 \sqrt{X^2 + \xi^2}}, \quad (4)$$

получим уравнение, описывающее температурное поле в пластине

$$\frac{\pi\lambda VT}{2qa} = \int_{Z-H}^{Z+H} M(X, D, \xi) \exp(-\xi) K_0\left(\sqrt{X^2 + \xi^2}\right) \cdot d\xi. \quad (5)$$

Выражение (3) отличается от известных решений для неограниченного теплопроводящего пространства лишь множителем M , характеризующим влияние границ. При $M(X, D, \xi) = 1$ выражение (5) превращается в

обычное решение для полубесконечного тела без теплообмена.

На рис. 3 представлена зависимость множителя $M(X, D, \xi)$ от относительной толщины пластины D при значении $X = 0$.

При увеличении толщины пластины D для всех значений ξ множитель M стремится к единице.

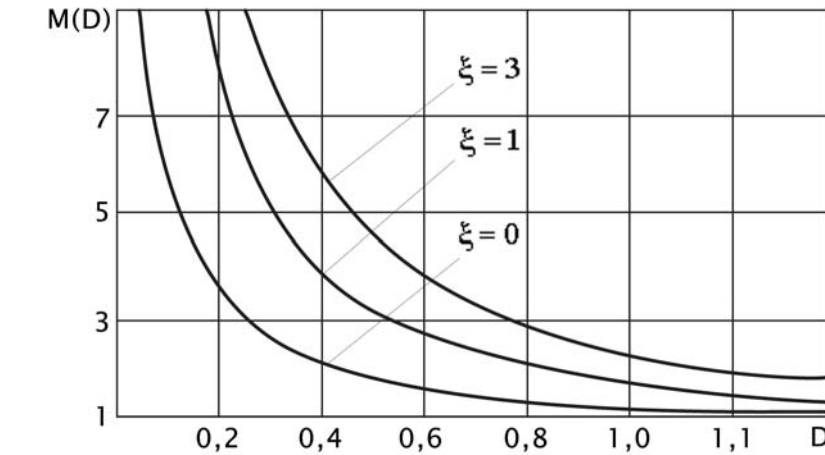


Рис.3. Зависимость множителя M от безразмерной толщины пластины.

Зависимость множителя M от относительной толщины пластины при значении $X = D$ аналогична приведенной зависимости на рис. 3 при $X = 0$. Отличие заключается в том, что при $D \rightarrow \infty$ множитель M стремится не к единице, а к двум.

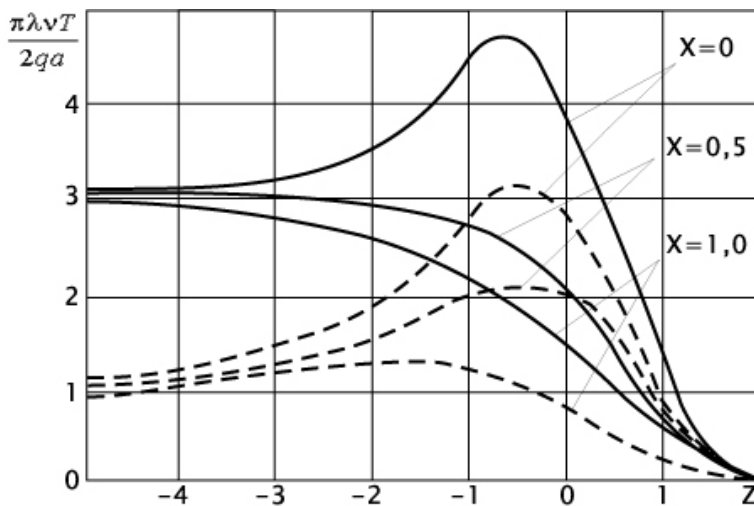


Рис. 4. Температурное поле при шлифовании тонкой пластины (сплошные линии) и полубесконечного тела (пунктирные линии).

Это значит, что при движении источника по поверхности пластины температура на противоположной поверхности будет в два раза выше, чем температура полубесконечного тела на глубине равной толщине пластины. Влияние ограниченности толщины пластины на температурное поле полосового источника показано на рис. 4.

Расчеты произведены для пластины $D = 1,6$ при $X = 0$, $X = 0,5$, $X = 1$ (сплошные кривые) и для полубесконечного тела для тех же условий (пунктирные кривые).

Следует отметить, что за источником (в области отрицательных значений Z) происходит выравнивание температуры по всей толщине пластины. В области прилегающей к тепловому источнику температура по толщине пластины изменяется. По мере удаления от источника, разность температур между верхней и нижней плоскостями будет стремиться к нулю.

Рассмотрим температурное поле при шлифовании тонкой фрезы $l_0 = 0,5$ мм, изготовленной из стали P18Ф2 на режиме: круг 24A25CM26K5, диаметр круга $D = 200$ мм, $V_d = 3$ м/мин, $n = 2800$ об/мин, $t = 0,02$ мм, $a = 0,1$ см²/с.

$$\text{Безразмерная толщина пластины } D = \frac{5,0 \cdot 0,03}{2 \cdot 0,1} = 50,75.$$

Такая толщина уже существенно влияет на температуру. Например, температура поверхности пластины на задней кромке источника на 30% выше, чем температура на поверхности полубесконечного тела при тех же условиях.

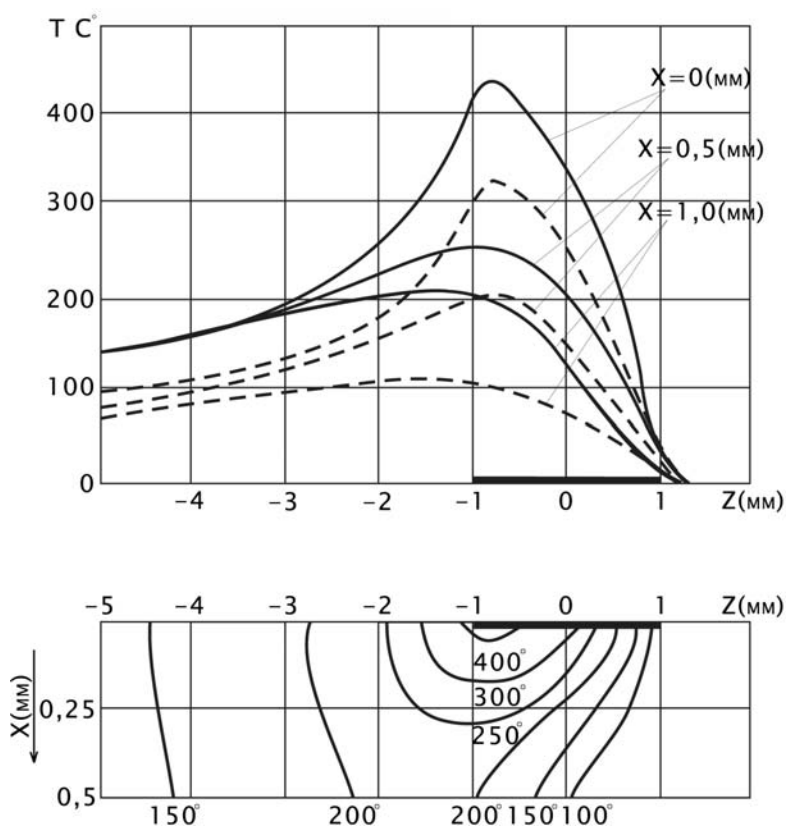


Рис. 5. Температурное поле в тонкой пластине (сплошные линии) и полубесконечном теле (пунктирные линии).

риала пластины.

Определяющим параметром, по которому судят, к какому классу следует отнести шлифуемую деталь, является относительная толщина

На рис. 5 показаны кривые распределения температуры и изотермы рассчитанные для приведенного случая.

На характер температурного поля влияет не только толщина пластины, но и режимы шлифования.

Пластины одинаковой толщины в зависимости от условий и режимов шлифования могут быть либо тонкими, либо настолько толстыми, что их можно считать полубесконечными телами. Это зависит не только от толщины пластины, но и от режимов шлифования и теплофизических свойств материала пластины.

$D = \frac{Vl_0}{2a}$. На рис. 6 показана зависимость множителя N , характеризующе-

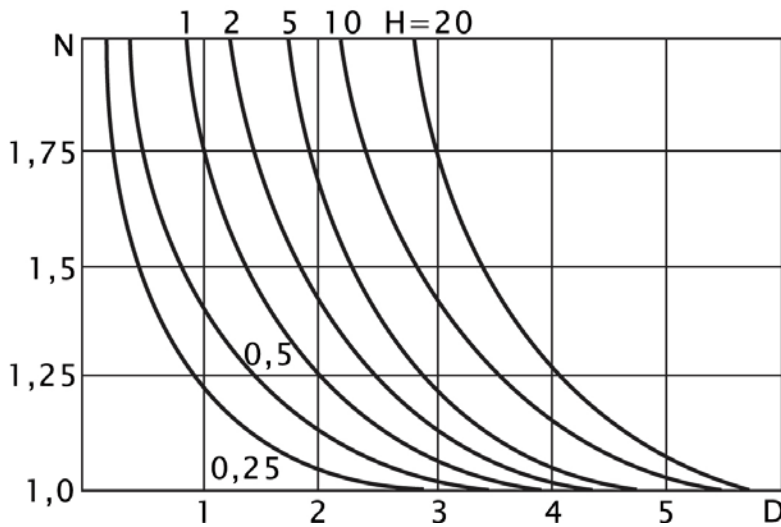


Рис. 6. Влияние относительной толщины пластины на максимальную температуру полосового источника.

го влияние ограниченности изделия на максимальную температуру полосового источника от безразмерной толщины пластины D .

Из анализа рисунка следует, что при $D > 6$ ограниченностью изделия можно пренебречь на любом допустимом режиме шлифования. При $D > 6$ множитель N будет близок к единице, и максимальная температура будет такой же как и

при шлифовании полубесконечного тела.

На рис. 7 представлена номограмма, с помощью которой можно заранее задавать предельную температуру, за счет подбора таких режимов, при которых увеличение температуры за счет ограниченности изделия почти не происходило. Например, требуется подобрать такой режим шлифования,

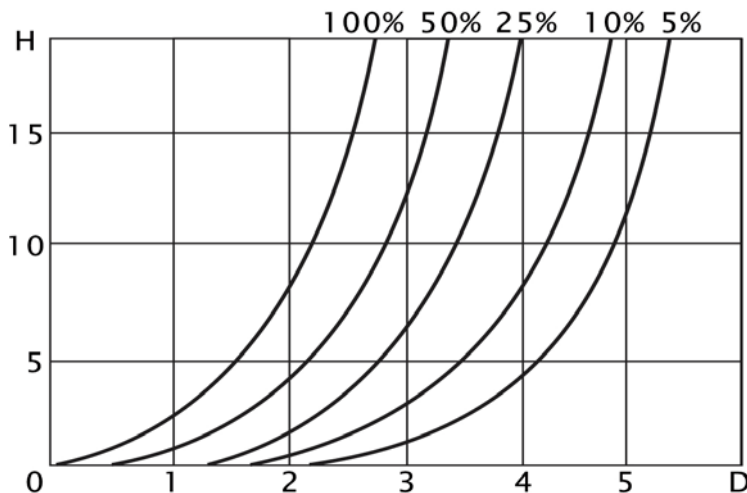


Рис. 7. Номограмма для назначения режима при шлифовании тонких пластин.

чтобы повышение максимальной температуры за счет ограниченности изделия не превышало 5%. Этому режиму соответствует вся область на номограмме правее кривой, отмеченной индексом 5%.

Соответствующий режим может быть обеспечен вариацией скорости продольной подачи и глубины шлифования. Например, если абсолютная толщина пластины из стали ($a = 0,1 \text{ см}^2/\text{с}$) равна 1 мм, то при $V = 10 \text{ см/с}$,

$D = \frac{Vl_0}{2a} = 5$. Из номограммы (рис. 7) видно, что для этой пластины все значения H , не превышающие 14, обеспечивают такую же максимальную

температуру, как и при обработке массивного тела. Например, при шлифовании пластины толщиной $l_0 = 0,3$ мм, из стали Р18Ф2 кругом $\varnothing 200$ мм условие, ограничивающее увеличение максимальной температуры пятью процентами, будет выполняться, если глубина шлифования не будет превышать 0,04 мм.

Вывод: Кривые приведенные на рис. 6 и 7 позволяют с достаточной для практики точностью оценивать влияние ограниченности пластин на максимальную температуру шлифования.

Решение задачи о температурном поле в пластине позволяет установить критерии разграничивающие детали на тонкие пластины и полубесконечные тела. В дальнейших исследованиях важно произвести оценку теплонапряженности процесса шлифования тонких деталей с использованием прерывистых кругов и твердых смазок.

Список литературы

1. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. –М.: Машиностроение, 1978. – 167 с.
2. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
3. Резников А.Н. Теплофизика резания. –М.: Машиностроение, 1969. –288с.
4. Теплофизика механической обработки: Учеб. пособие/ А.В. Якимов, П.Т. Слободяник, А.В. Усов. – К.: Одесса: Лыбидь, 1991. – 240 с.
5. Тепловые процессы при обычном и прерывистом шлифовании: Учеб. пособие/ А.В. Якимов, Б.О. Ткаченко, С.Г. Зимин, А.А. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков. – Одесса: ОГПУ, 1998. – 272 с.
6. Евсеев Д.Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.

Анотація

Температурне поле при шліфуванні тонких деталей

У роботі приведене аналітичне рішення задачі про температурне поле в пластинці, що дозволяє установити критерії, що розмежовують деталі на тонкі пластини і напівнескінченні тіла

Abstract

Temperature field at grinding thin parts

In activity the analytical solution of a problem on a temperature field in a plate permitting to establish yardsticks, differentiating parts on thin laminas and semi-infinite bodies is adduced.

ШЕРОХОВАТОСТЬ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ОБРАБОТКИ ПРИ МНОГОПРОХОДНОМ ШЛИФОВАНИИ

Новиков Ф. В., докт. техн. наук, Якимов А.В., док. техн. наук
(Харьковский государственный экономический университет,
Одесский Национальный политехнический университет)

Приведена методика расчета шероховатости обработки при шлифовании. Установлена связь шероховатости с производительности обработки, обоснованы пути повышение эффективности шлифования.

Шлифование – основной метод финишной обработки материалов. Его существенным недостатком является относительно низкая производительность обработки. Одним из ограничивающих факторов повышения производительности обработки является шероховатость обрабатываемых поверхностей. В особой мере это относится к схеме многопроходного шлифования, осуществляемого с небольшими глубинами резания.

Проблеме повышения производительности с учетом ограничений по шероховатости обработки в научно-технической литературе уделено большое внимание [1,2,3]. Однако, имеющиеся решения получены экспериментальным путем для частных условий обработки. Отсутствуют общие теоретические решения, основанные на математическом представлении процесса шлифования.

В наших работах [4, 5 и др.] произведен расчет шероховатости обработки при многопроходном шлифовании с учетом вероятной характера участия зерен в резании. Однако, он оказался достаточно сложным, требующим применения численных методов. Поэтому, с методической точки зрения важно получить упрощенное решение, позволяющее оценить ше-

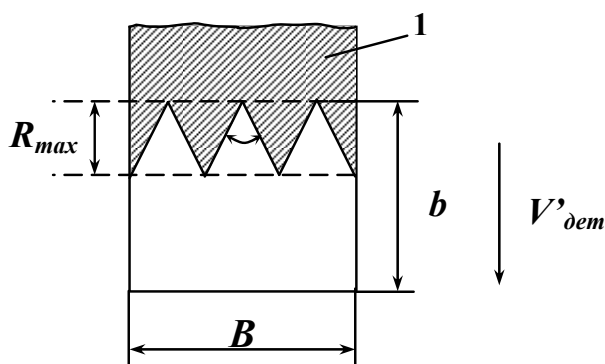


Рис. 1. Расчетная схема:
1 – обрабатываемая деталь.

роховатость обработки при многопроходном шлифовании.

Целью настоящей работы является разработка упрощенной математической модели формирования шероховатости поверхности при многопроходном шлифовании (без учета вероятностного характера участия зерен круга в резании) и на ее основе определения эффективных путей повышения производительности обработки для заданной шероховатости обработки.

Для этого рассмотрим закономерности образования микрогеометрии поверхности прямолинейного неподвижного образца 1 в процессе его абразивной обработки, рис. 1. Спроецируем все режущие зёрна, расположенные на участке абразивного инструмента длиной L , на вертикальную плоскость 1, имитирующую положение обрабатываемого образца. Примем, что рабочая часть зерна имеет конусообразную форму с углом при вершине 2γ , а все зёрна выступают над уровнем поверхности инструмента на одинаковую высоту b . Предположим, что вершины спроецированных на плоскость 1 зёрен в горизонтальном направлении равноудалены друг от друга

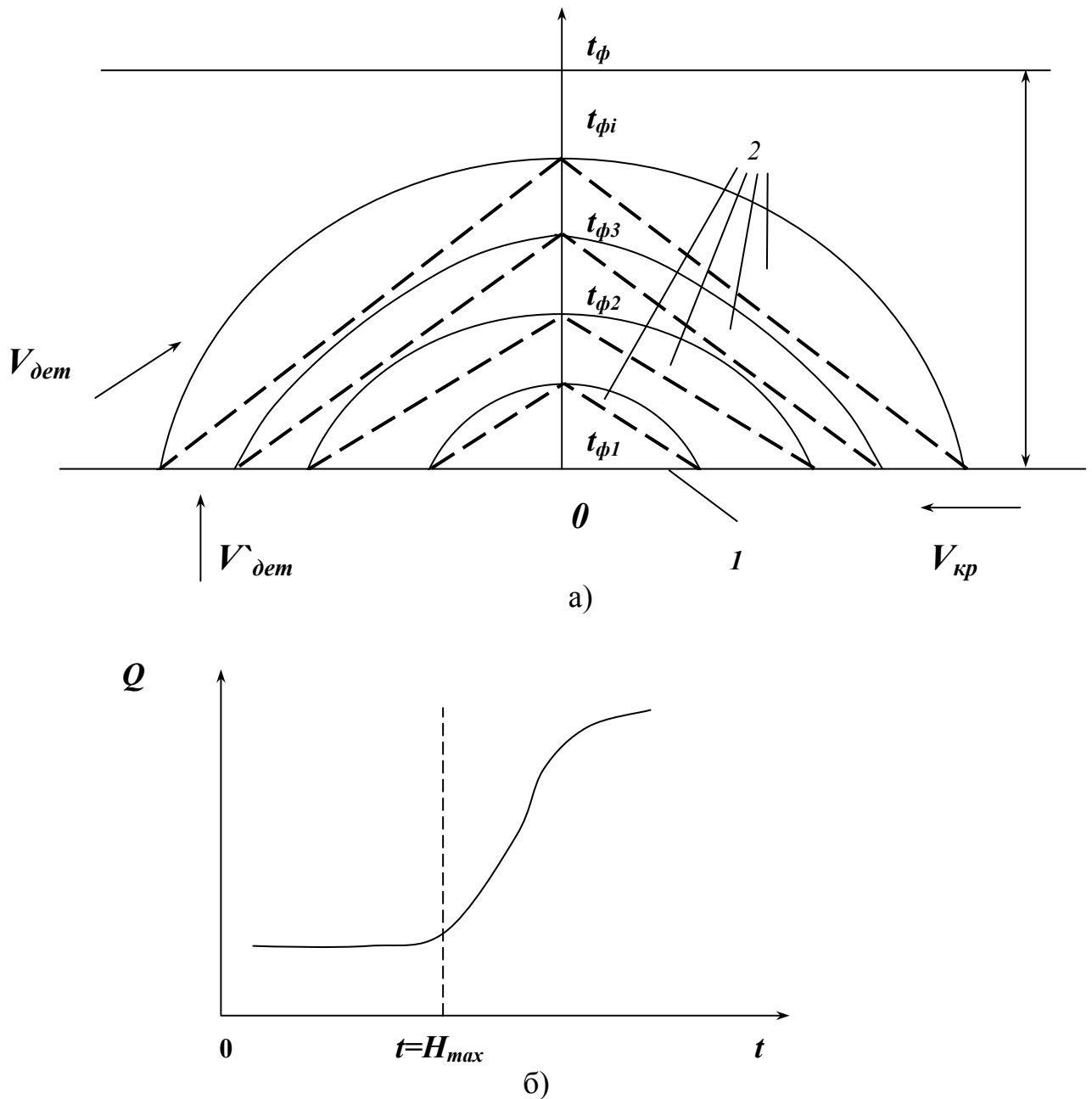


Рис.2. Расчетная схема многопроходного шлифования (а) и зависимость Q от t при фиксированной площади поперечного сечения среза отдельным зерном (б): 1 – наружная поверхность; 2 – положение оболочки (слоя) снимаемого припуска.

друга (рис. 1), тогда справедливо геометрическое условие

$$2 \cdot R_{max} \cdot tg\gamma \cdot n = B, \quad (1)$$

где R_{max} – максимальная высота проекций зёрен на плоскость 1, условно равная максимальной высоте микронеровностей обработанной поверхности (параметру шероховатости обработки R_{max}), м;

B – ширина рабочей части абразивного инструмента, м;

$n = k \cdot B \cdot L$ – количество зёрен, расположенных на участке инструмента длиной L ;

k – поверхностная концентрация зерен на рабочей поверхности инструмента, шт/м².

При круглом наружном многопроходном шлифовании снимаемый припуск представим пакетом бесконечно тонких оболочек (слоёв), входящих в рабочую поверхность круга под разными углами (рис.2,а). За время контакта фиксированного сечения (точки A) наружного слоя с рабочей поверхностью круга, с ним проконтактирует n_1 зёрен. При втором проходе фактическая глубина шлифования t увеличиться в 2 раза. Следовательно, с элементарным слоем снимаемого припуска проконтактирует другое количество n_2 зёрен. При третьем проходе фактическая глубина шлифования станет равной $3t$ и с элементарным слоем проконтактирует n_3 зёрен и т. д.

Суммарное число зёрен $n = n_1 + n_2 + n_3 \dots$ определим следующим образом.

При первом проходе:

$$n_1 = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau \cdot \frac{t}{b} = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{t_{\phi 1}}{b} \cdot \frac{2 \cdot t_{\phi 1}}{V'_{дет}}, \quad (2)$$

где $\tau = \frac{2 \cdot t_{\phi 1}}{V'_{дет}}$ – время контакта фиксированной точки A элементарного

слоя с рабочей поверхностью круга, равная времени перемещения слоя по нормали к кругу со скоростью $V'_{дет}$ на величину $2t$ (время входа и выхода слоя с рабочей поверхности круга);

$$V'_{дет} = \sqrt{\frac{2 \cdot t_{\phi 1}}{R_{кр}}}; \quad t_{\phi 1} \text{ — фактическая глубина шлифования.}$$

Отношение $\frac{t_{\phi 1}}{b}$ определяет количество рабочих зёрен по высоте их режущего рельефа круга (b – максимальная высота выступания зёрен над уровнем связки). При втором проходе:

$$n_2 = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{t_{\phi 2}}{b} \cdot \frac{2 \cdot t_{\phi 2}}{V'_{дет}}, \quad (3)$$

где $t_{\phi 2} = 2 \cdot t$ – фактическая глубина шлифования при втором проходе.

При третьем проходе:

$$n_3 = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{t_{\phi 3}}{b} \cdot \frac{2 \cdot t_{\phi 3}}{V'_{дем}}, \quad (4)$$

где $t_{\phi 3} = 2 \cdot t$ – фактическая глубина шлифования при третьем проходе.

Суммарное число зёрен n равно

$$\begin{aligned} n = n_1 + n_2 + n_3 \dots &= k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{2}{b \cdot V_{дем}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2}} \cdot (t_1 + t_2 + t_3 \dots) = \\ &= k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{1}{b \cdot V_{дем}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр}} \cdot t^{1.5} \cdot (1 + 2^{1.5} + 3^{1.5} + \dots) \end{aligned} \quad (5)$$

Сумму ряда $\Sigma = (1^{1.5} + 2^{1.5} + 3^{1.5} + \dots) = (1 + 2,83 + 5,2 \dots)$ приближённо можно рассматривать как сумму арифметической прогрессии:

$$\Sigma = \frac{(1 + i^{1.5})}{2} \cdot i, \quad (6)$$

где $i = 1; 2; 3$ и т. д.

Считая, что $i^{1.5} > 1$, упростим (6)

$$\Sigma = 0,5 \cdot i^2 \quad (7)$$

Количество проходов круга i до момента формирования параметра шероховатости R_{max} равно

$$i = \frac{R_{max}}{t} \quad (8)$$

Тогда n с учётом (7) и (8) определяется

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{1}{b \cdot V_{дем}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр}} \cdot \frac{R_{max}^{2.5}}{2 \cdot t} \quad (9)$$

Используя условие (1) получим расчётную зависимость для определения параметра R_{max}

$$R_{max} = \left(\frac{b \cdot V_{дем} \cdot t}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^{0.29}, \quad (10)$$

где $D_{кр} = 2 \cdot R_{кр}$ – диаметр круга.

Для сравнения получим зависимость для определения параметра R_{max} в условиях однопроходного (глубинного) шлифования. Координата элементарной оболочки, определяющей условия формирования параметра R_{max} , равна $t_1 = R_{max}$, ($t_2 = t_3 = \dots = 0$), т.е. сумма ряда $\Sigma = 1$. Тогда, с учетом преобразованной зависимости (6) и условия (1) параметр R_{max} выразится

$$R_{max} = \left(\frac{b \cdot V_{дем}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^{0.4} \quad (11)$$

Зависимость (10) отличается от аналогичной зависимостью (11) тем, что в неё входит глубина шлифования t . Следовательно, при многопро-

ходном шлифовании (в отличие от однопроходного глубинного шлифования) с увеличением глубины шлифования t параметр шероховатости обработки R_{max} увеличивается. С учётом $Q=B \cdot V_{dem} \cdot t$ зависимость (10) примет вид

$$R_{max} = \left(\frac{b \cdot Q}{tg\gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^{0.29} \quad (12)$$

Параметр R_{max} тем больше, чем больше производительность обработки Q . Преобразуем зависимость (11)

$$R_{max} = \left(\frac{b \cdot Q}{tg\gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot t \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^{0.4} \quad (13)$$

При $Q=const$ с увеличением глубины шлифования t параметр шероховатости обработки R_{max} уменьшается, что свидетельствует об эффективности глубинного шлифования. Между параметром R_{max} и максимальной (приведенной) толщиной среза H_{max} существует связь [4]

$$R_{max} = 5 \sqrt{\frac{H_{max}^6}{4t}} \quad (14)$$

Подставим (14) в (13)

$$H_{max} = \left(\frac{b \cdot Q}{tg\gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}} \right)^{0.33} \quad (15)$$

Полученные зависимости (10) и (11) согласуются с аналогичными зависимостями, установленными нами с учётом вероятности участия зёрен в резании [5], рис.2,б. При $t < R_{max} \cong H_{max}$ производительность обработки Q почти не зависит от t , при $t > R_{max} \cong H_{max}$ – увеличивается с увеличением t .

Выразим поверхностную концентрацию круга k и максимальную высоту выступания зёрен над уровнем связки через зернистость круга \bar{x} и объёмную концентрацию круга m с учетом зависимостей проф. Резникова А.Н. [6]

$$R_{max} = \left(\frac{200\pi \cdot \bar{x} \cdot Q}{3 \cdot tg\gamma \cdot m \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^{0.29} \quad (16)$$

Как видим, наибольшее влияние на R_{max} оказывает зернистость круга \bar{x} . Параметры Q , m , B , $V_{кр}$ влияют на R_{max} в одинаковой степени.

Таким образом, теоретически обоснованы пути повышения производительности шлифования с учетом ограничений по шероховатости обработки. Они состоят в увеличении числа одновременно работающих зерен круга за счет увеличения параметров m , B , $V_{кр}$, $D_{кр}$ и уменьшения \bar{x} . При глубинном шлифовании механизм формирования шероховатости поверхности иной – параметр шероховатости R_{max} не зависит от глубины шлифования, что является

важным условием интенсификации процесса шлифования. Исходя из этого, в дальнейших исследованиях важно более глубоко изучить физические условия перехода от многопроходного шлифования к глубинному и выявить на их основе закономерности, связанные с возможностью повышения производительности при заданной шероховатости обработки.

Список литературы

1. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с.
2. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
3. Захаренко И.П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента. – К.: Наук. думка, 1981. – 300 с.
4. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования. – Автореф. дис...докт. техн. наук. – Одесса, 1995. – 36с.
5. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С.Серов, А.А.Якимов – Одесса: ОГПУ, 1999.-450с.
6. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник / Под ред.проф. А.Н. Резникова.- М.: Машиностроение, 1977. – 390с.

Анотація

Шорсткість і продуктивність обробки при багатопрохідному шліфуванні

Приведено методичку розрахунку шорсткості обробки при шліфуванні. Установлено зв'язок шорсткості з продуктивності обробки, обґрунтовані шляхи підвищення ефективності шліфування.

Abstract

Roughness and processing capacity at multipass grinding

The technique of calculation of a roughness of processing is adduced at grinding. The communication of a roughness from processing capacity is established, the pathes increase of efficiency of grinding are justified.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПОГРЕШНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ПО ЖЕСТКОЙ СХЕМЕ

Фадеев В.А., канд. техн. наук, Новиков Ф.В., докт. техн. наук
(ГП ХМЗ «ФЭД»,
Харьковский государственный экономический университет)

В работе теоретически обоснованы пути повышения точности обработки при шлифовании. Для сравнения показаны возможности снижения погрешности обработки при точении.

На машиностроительных предприятиях при механической обработке деталей параметры точности формируются, как правило, на операциях шлифования. Наиболее распространенным методом шлифования является шлифование по жесткой схеме. В «идеале» при неограниченной жесткости технологической системы, этот метод может исключить погрешности обработки, связанные с упругими перемещениями в технологической системе. Однако, в реальных условиях шлифования упругие перемещения возникают всегда, что требует изыскания эффективных путей управления ими. В настоящее время накоплен большой опыт управления упругими перемещениями при шлифовании [1,2,3]. Весьма важные теоретические решения получены в работах [4,5,6]. Вместе с тем, в них недостаточно раскрыта физическая сущность передаточных функций между глубиной шлифования и величиной упругого перемещения, являющихся основой для определения путей повышения точности обработки.

Целью данной работы является выявление эффективных условий снижения упругих перемещений при шлифовании на основе разработки математической модели, учитывающей статическое равновесие технологической системы и энергетический уровень процесса микрорезания зернами круга.

В настоящей статье приведены теоретические решения, показывающие пути уменьшения величины упругого перемещения без снижения производительности обработки при шлифовании по жесткой схеме.

В общем виде величина упругого перемещения y при шлифовании описывается зависимостями:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{сумм}}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш}} \cdot \frac{B \cdot V_{дет} \cdot (t - y)}{V_{кр}}, \quad (1)$$

где P_z , P_y - соответственно тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, н;

c - приведенная жесткость технологической системы, н/м;

$K_{ш}$ - коэффициент резания при шлифовании;

$S_{сумм}$ - мгновенная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга, m^2 ;

Q - производительность обработки, m^3/c ;

σ - условное напряжение резания, n/m^2 ;

B - ширина шлифования, м;

$V_{кр}$, $V_{дет}$ - соответственно скорости круга и детали, м/с;

t - глубина шлифования, м.

В результате получено уравнение относительно неизвестной величины y . Разрешая его относительно y , имеем:

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{c}{B} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} \cdot \frac{K_{ш}}{\sigma}\right)}. \quad (2)$$

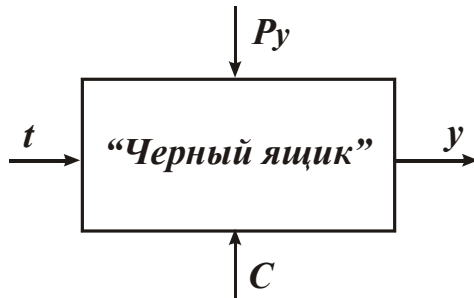


Рис.1. Структурная связь между параметрами шлифования.

Как видим, при $c \rightarrow \infty$ величина $y \rightarrow 0$. Уменьшить y можно увеличением соотношений c/B , $V_{кр}/V_{дет}$ и $K_{ш}/\sigma$. С физической точки зрения соотношение c/B определяет жесткость, приходящуюся на единицу ширины шлифования. Знаменатель зависимости (2) является передаточной функцией («черным ящиком») между параметрами y и t , рис.1. В работе [6] получены расчетные зависимости:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a_z}{\rho}\right)^2}, \quad (3)$$

$$a_z = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}\right)}}{m \cdot V_{кр} \cdot \rho^2}, \quad (4)$$

где HV , $\tau_{сдв}$ - соответственно твердость (по Виккерсу) и предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, n/m^2 ;

a_z - толщина среза отдельным зерном круга, m^2 ;

ρ - радиус округления режущей части зерна, м;

\bar{x} , m - зернистость (в м) и концентрация круга;

$R_{кр}$, $R_{дет}$ - радиусы круга и детали, м.

Разрешим (4) относительно соотношения $V_{кр} / V_{дем}$:

$$\frac{V_{кр}}{V_{дем}} = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дем}} \right)}}{m \cdot a_z \cdot \rho^2} . \quad (5)$$

Подставим зависимости (3) и (5) в (2):

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{c}{B} \cdot \sqrt[3]{\frac{\rho}{a_z}} \cdot \frac{105 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дем}} \right)}}{m \cdot \rho^3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}}} \right)} . \quad (6)$$

Исходя из полученной зависимости, уменьшить величину y можно уменьшением известного соотношения a_z / ρ , а также параметров m , ρ , t и увеличением c / B и \bar{x} .

По данным проф. Богомолова Н.И., процесс микрорезания единичным зерном осуществим при $\alpha = a_z / \rho > 0,04$. Поэтому соотношение a_z / ρ можно уменьшить до величины 0,04.

Если рассматривать $\rho = 0,5 \cdot \bar{x}$, то параметры ρ и \bar{x} , исходя из зависимости (6), не влияют на y . Однако, в результате износа зерна радиус округления его режущей части ρ может превышать собственно радиус зерна $0,5 \cdot \bar{x}$. В этом случае, по мере затупления зерна (увеличения ρ) величина y будет увеличиваться. Для уменьшения y необходимо регулировать степень затупления зерен – своевременно удалять их с рабочей поверхности круга путем выбора оптимальных связок круга или применением эффективных методов правки круга.

При шлифовании с заданной величиной $\alpha = a_z / \rho = 0,04$ необходимо регулировать соотношение $V_{кр} / V_{дем}$, которое описывается преобразованной зависимостью (5):

$$\frac{V_{кр}}{V_{дем}} = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дем}} \right)}}{m \cdot \rho^3 \cdot \alpha} . \quad (7)$$

Уменьшение α до значения 0,04 предполагает увеличение соотношения $V_{кр} / V_{дем}$, что может быть реализовано за счет увеличения $V_{кр}$ (применения высокоскоростного или сверх высокоскоростного шлифования) и за счет уменьшения $V_{дем}$. Однако, уменьшение $V_{дем}$ ведет к

уменьшению производительности обработки. Поэтому более эффективно увеличивать соотношение $V_{кр} / V_{дет}$ за счет увеличения $V_{кр}$.

По мере затупления зерен круга (увеличения ρ), для выполнения условия $\alpha = 0,04$, соотношение $V_{кр} / V_{дет}$ необходимо уменьшать (т.е. уменьшать $V_{кр}$), что не всегда целесообразно. Гораздо эффективнее обеспечить поддержание в процессе шлифования минимально возможное значение ρ . Например, применяя в качестве абразивных материалов синтетические алмазы и другие сверхтвердые материалы, которые характеризуются высокой остротой режущих кромок. Уменьшение y за счет уменьшения концентрации зерен круга m , исходя из зависимости (6), также предполагает увеличение $V_{кр}$.

На первый взгляд может показаться, что соотношение $\alpha = a_z / \rho$ не значительно влияет на величину y по зависимости (6), так как входит с относительно небольшой степенью 0,3. Однако, существует дополнительная связь между α и y через соотношение $V_{кр} / V_{дет}$, описываемое зависимостью (7). Уменьшение α требует прямо пропорционального увеличения $V_{кр} / V_{дет}$, т.е. между α и y существует более сложная и значимая связь.

Сравним величины упругого перемещения y , при шлифовании и точении. В последнем случае

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{\sigma \cdot S}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез}} \cdot B \cdot (a - y) \quad (8)$$

где $K_{рез} = \frac{P_z}{P_y}$ - коэффициент резания;

S - площадь поперечного сечения среза, м²;

B, a - соответственно ширина и толщина среза, м.

Разрешим (8) относительно y :

$$y = \frac{a}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot B}\right)} \quad (9)$$

Подставим в (9) зависимость (3), рассматривая $K_{ш} = K_{рез}$, $a_z = a$:

$$y = \frac{a}{\left[1 + \frac{c}{B} \cdot \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a}{\rho}\right)^2}\right]} \quad (10)$$

С учетом $\alpha = a_z / \rho$, имеем:

$$y = \frac{\alpha \cdot \rho}{\left(1 + \frac{1}{3} \cdot \frac{c}{B} \cdot \sqrt[3]{\frac{2 \cdot \alpha^2}{HV^2 \cdot \tau_{cdв}}}\right)} \quad (11)$$

Уменьшить y можно уменьшением параметров α , ρ , B и увеличением c для заданных значений HV и $\tau_{cdв}$. Характер влияния указанных параметров на величину y такой же, как и при шлифовании, рассматривая зависимость (6). Сравним значения y для шлифования и точения при одинаковой производительности обработки Q . Для этого представим зависимости (2) и (9) в виде:

$$y = \frac{Q}{B \cdot V_{кр} \cdot \left(1 + \frac{c}{B} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} \cdot \frac{K_{ш}}{\sigma}\right)} \quad (12)$$

$$y = \frac{Q}{B \cdot V_{рез} \left(1 + \frac{c}{B} \cdot \frac{K_{рез}}{\sigma}\right)} \quad (13)$$

где $V_{рез}$ - скорость резания при точении, м/с.

Структурно зависимости (12) и (13) отличаются множителем $V_{кр} / V_{дет}$, входящим в (12). Поскольку $V_{кр} > V_{рез}$, а $V_{кр} / V_{дет} \gg 1$, то при заданных значениях производительности обработки Q и $K_{ш} / \sigma$ ($K_{рез} / \sigma$) знаменатель зависимости (12) больше знаменателя зависимости (13). Следовательно, при шлифовании можно добиться меньших значений y . Однако, сделанный вывод справедлив для одинаковых значений $K_{ш} / \sigma$, определяемых зависимостью (3). Как известно, при точении соотношение a / ρ может быть больше, чем при шлифовании, в особенности при шлифовании кругом с недостаточно высокой режущей способностью величина y может быть больше, чем при точении. Это приведет к увеличению $K_{ш} / \sigma$ и уменьшению величины y .

Оценим количественно знаменатель зависимости (9) с учетом зависимости (3). Для сталей $HV \cong 6 \cdot \tau_{cdв} = 3 \cdot \sigma_{сж}$, где $\sigma_{сж}$ - предел прочности стали на сжатие. Примем наименьшее значение $a / \rho = 0,04$; $c = 10^4$ н/мм; $B = 10$ мм. Тогда для $\sigma_{сж} = 500$ н/мм² соотношение $K_{ш} / \sigma$, определяемое зависимостью (3), равно $6 \cdot 10^{-5}$ мм²/н. Соответственно величина y :

$$y = \frac{a}{\left(1 + \frac{10^3}{10} \cdot 6 \cdot 10^{-4}\right)} = \frac{a}{1,06} \quad (14)$$

Как видим, при $\alpha = 0,04$ величина y не существенно отличается от толщины среза a , т.е. съём обрабатываемого материала практически отсутствует. Увеличить знаменатель зависимости можно увеличением c/B . Например, при увеличении B в 10 раз знаменатель увеличится до значения 1,6. А при дополнительном увеличении c в 10 раз знаменатель будет равен 7.

Пользуясь зависимостью (2), оценим количественно величину y при шлифовании. Для прежних исходных данных: $K_{ш} / \sigma = 6 \cdot 10^{-5} \text{ мм}^2/\text{Н}$, $c = 10^4 \text{ Н/мм}$; $B = 10 \text{ мм}$ и $V_{кр} / V_{дет} = 160$ величина y равна:

$$y = \frac{t}{7} . \quad (15)$$

В данном случае за счет соотношения $V_{кр} / V_{дет}$ можно в более широких пределах ($>> 1$) изменять знаменатель зависимости (2), обеспечивая уменьшение величины y . Следовательно, процесс шлифования по жесткой схеме потенциально располагает большими возможностями в плане уменьшения величины упругого перемещения y в технологической системе и соответственно уменьшения погрешности обработки.

Наиболее существенно увеличить соотношение $V_{кр} / V_{дет}$ и знаменатель зависимости (2) можно в условиях глубинного высокоскоростного шлифования ($V_{дет} \cong 0,1 \text{ м/мин}$; $V_{кр} = 100 \text{ м/м}$) - $V_{кр} / V_{дет} = 6 \cdot 10^4$. Здесь знаменатель зависимости (2) может быть равен $3,6 \cdot 10^3$. Однако, при этом существенно увеличивается глубина шлифования t , например, до значения 10 мм и более.

В результате: $y = 10 \text{ мм} / 3,6 \cdot 10^3 \cong 3 \text{ мкм}$, т.е. при глубинном высокоскоростном шлифовании можно добиться высоких показателей точности обработки. Это предполагает широкое практическое использование данного метода обработки, так как обеспечивается одновременное решение проблем высокопроизводительного съема относительно больших припусков и высокой точности обработки. Об эффективности использования данного метода обработки свидетельствует опыт создания и применения западноевропейскими фирмами шлифовальных станков, реализующих скорости круга свыше 300 м/с.

Таким образом, на основе теоретического анализа передаточных функций между упругими перемещениями и глубиной шлифования (толщиной среза при лезвийной обработке) выявлены основные пути снижения погрешности обработки и сформулированы практические рекомендации. Перспективными направлениями дальнейших исследований следует рассматривать углубленное изучение закономерностей микрорезания с учетом износа зерен круга и установления на их основе передаточных функций для выявления новых техноло-

гических возможностей шлифования в плане повышения точности и производительности обработки.

Список литературы

1. Маталин А.А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов. – М.: Машиностроение, 1970. – 390 с.
2. Балакшин Б.С. Основы технологии машиностроения. – М.: Машиностроение, 1969. – 359 с.
3. Якимов А.В., Свирщев В.И., Паршаков А.Н., Ларшин В.П. Управление процессом шлифования. – К.: Техника, 1983. – 184 с.
4. Новиков Г.В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Харьков, 1990. – 16 с.
5. Новиков Г.В. Задачи точности и производительности обработки в технологии машиностроения. – Авиационно-космическая техника и технология. Труды Гос. аэрокосмического ун-та им. Н.Е. Жуковского “ХАИ”. Вып. 14, 2000. – С. 31-35.
6. Качество и производительность алмазно-абразивной обработки: учебное пособие / А.в. Якимов, Ф.В.Новиков, Г.В.Новиков, А.А. Якимов – Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с.
7. Фадеев В.А. Научный подход к выбору оптимальных способов и условий финишной обработки агрегатов авиационной техники. - Авиационно-космическая техника и технология. Труды Гос. аэрокосмического ун-та им. Н.Е. Жуковского “ХАИ”. Вып. 14, 2000. – С. 36-40.

Анотація

Математична модель погрішності обробки при шліфуванні по жорсткій схемі

В роботі теоретично обґрунтовані шляхи підвищення точності обробки при шліфуванні. Для порівняння показані можливості зменшення погрішності обробки при точінні.

Abstract

Mathematical model of treatment error in the process of grinding according to stiff scheme

This work contains theoretical justifications of methods of runout accuracy increase in the process of grinding. Ways of treatment error declining in the process of whetting are given for comparison.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА НАГРЕВА ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ТЕРМОИМПУЛЬСНОЙ ОБРАБОТКЕ

Жданов А.А., Лосев А.В., канд. техн. наук

(ГП ХМЗ «ФЭД»,

Государственный национальный аэрокосмический университет «ХАИ»)

В статье приведена аналитическая модель процесса нагрева модели детали в виде полуплоскости. Полученная зависимость позволяет моделировать процесс нагрева элементов детали при изменении характеристики источника тепла, геометрических размеров исследуемых элементов.

Интенсивные исследования в области отделочно-зачистных технологий ведутся практически во всех высокоразвитых, в промышленном отношении, странах. Несмотря на то, что в настоящее время известно более 110 методов, проблема отделки кромок и поверхностей деталей остается актуальной. Поскольку для обеспечения надежности и ресурса машин и механизмов необходимо обрабатывать 100 % деталей, входящих в замкнутую систему или автономный узел, для сложившейся структуры отечественных машиностроительных предприятий необходимо использовать универсальные, гибкие методы.

Наиболее перспективным методом для авиационного агрегатостроения является термоимпульсный. Инструментом для этого метода является газообразная горячая смесь, помещенная с деталями в герметичную камеру. Обработка происходит при сгорании смеси одновременно всех поверхностей контактирующих с продуктами сгорания. При отделке и очистке данным методом тепловому воздействию подвергаются как удаляемые элементы, так и вся деталь, поэтому необходимо обеспечить плавление удаляемых элементов и исключить необратимые изменения, как в материале, так и в конструкции деталей. Оптимальные режимы термоимпульсной обработки определяют по температурным полям элементов детали.

Из экспериментальных исследований известно, что при использовании детонирующих газовых смесей в качестве источника тепла существуют два последовательных этапа нагрева деталей – импульсный и квазипостоянный. Для импульсного этапа характерны высокая мощность и кратковременность

действия, а для квазипостоянного – относительно малая мощность и на 2...4 порядка большая длительность действия [1].

Математическая модель термоимпульсной отделки поверхностей деталей должна учитывать квазипостоянный этап нагрева, так как эта доля тепла подведенного к детали может достигать 90 % от общего количества.

В работе [1] приведено решение задачи по моделированию нагрева детали при импульсном режиме подвода тепла. Рассмотрим второй этап нагрева массива детали по аналогии с нагревом пластины [2].

Модель детали представляет собой полуплоскость (рис. 1). Изменение температуры происходит в направлении осей OX и OY. Теплообменом с окружающей средой пренебрегаем, источник тепла внутренний, мощностью q . Тепло подводится к поверхности детали на участке $-1...1$.

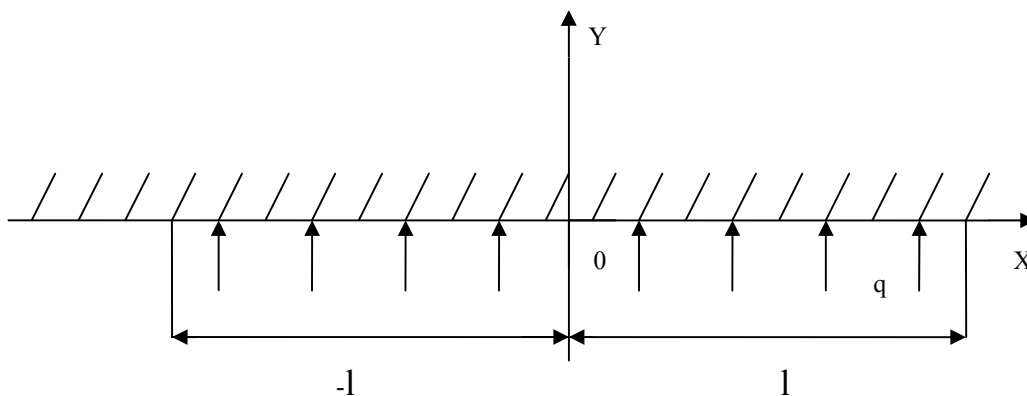


Рис. 1. Модель детали.

Математически задачу формулируем следующим образом.

Дифференциальное уравнение теплопроводности:

$$\frac{\partial T(x, y, \tau)}{\partial \tau} = a \left[\frac{\partial^2 T(x, y, \tau)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T(x, y, \tau)}{\partial y^2} \right] + \frac{QP(x)\delta(y)}{c\gamma} . \quad (1)$$

с краевыми условиями

$$T(x, y, 0) = T_m , \quad (2)$$

$$\frac{\partial T(x, 0, \tau)}{\partial y} = 0 , \quad (3)$$

$$\frac{\partial T(0, y, \tau)}{\partial x} = 0 . \quad (4)$$

Введем новую функцию $V(x, y, \tau)$ следующим образом:

$$T(x, y, 0) - T_b = V(x, y, \tau). \quad (5)$$

Начальное уравнение будет следующим

$$V(x, y, 0) = 0. \quad (6)$$

Применив к уравнению (6) и краевым условиям косинус-преобразование Фурье относительно переменной y , имеем:

$$F_c [T(x, y, \tau)] = U(x, P, \tau), \quad (7)$$

$$F_c \left[\frac{\partial^2 T(x, y, \tau)}{\partial y^2} \right] = -P^2 U(x, P, \tau), \quad (8)$$

$$F_c [V(x, y, 0)] = U(x, P, 0) = 0, \quad (9)$$

$$F_c \left[\frac{\partial T(x, y, \tau)}{\partial x} \right] = \frac{U(0, p, \tau)}{\partial x} = 0. \quad (10)$$

Получим дифференциальное уравнение

$$\frac{\partial U(x, p, \tau)}{\partial x} = a \left[\frac{\partial^2 U(x, p, \tau)}{\partial x^2} - P^2 U(x, p, \tau) \right] + \sqrt{\frac{2}{\pi}} \cdot \frac{Q}{c\gamma} P(x), \quad (11)$$

(так как $F_c [\delta(y)] = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \int \delta(y) \cos Py dy$) с краевыми условиями (9) и (10).

К полученному уравнению и краевым условиям применяем преобразование Фурье относительно переменной x :

$$F_c [U(x, p, \tau)] = W(q, p, \tau), \quad (12)$$

$$F_c [P(x)] = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \int_0^\ell \cos qxdx - \sqrt{\frac{2}{\pi}} \frac{\sin ql}{q}, \quad (13)$$

$$F_c \left[\frac{\partial^2 U(x, p, \tau)}{\partial x^2} \right] = -q^2 W(q, p, \tau), \quad (14)$$

$$F_c [U(x, p, 0)] = W(q, p, 0) = 0. \quad (15)$$

Получаем обыкновенное дифференциальное уравнение

$$W'(q, p, \tau) = -a(p^2 + q^2)W(q, p, \tau) + \frac{2Q \sin ql}{ncq\gamma} \quad (16)$$

с начальным условием (15). Решим уравнение (16) без правой части

$$\tilde{W}'(q, p, \tau) = a(p^2 + q^2)\tilde{W}; \quad \int \frac{d\tilde{W}}{\tilde{W}} = -a(p^2 + q^2) \int d\tau,$$

$$\ln \tilde{W} = -a(p^2 + q^2)\tau + \ln C, \quad \tilde{W} = Ce^{-a(p^2 + q^2)\tau},$$

где C - произвольная постоянная.

Частное решение уравнения (16) имеем в виде

$$W_r = A.$$

Подставим в уравнение (16):

$$0 = -(p^2 + q^2)A + \frac{2Q \sin ql}{ncq\gamma}, \text{ следовательно } A = \frac{2Q \sin ql}{\pi acq\gamma(p^2 + q^2)}, \text{ откуда}$$

$$W(q, p, \tau) = Ce^{-a(p^2 + q^2)\tau} + \frac{2Q \sin ql}{\pi acq\gamma(p^2 + q^2)}. \quad (17)$$

Произвольную постоянную находим из начального условия (15):

$$0 = C + \frac{2Q \sin ql}{\pi acq\gamma(p^2 + q^2)}; \quad C = -\frac{2Q \sin ql}{\pi acq\gamma(p^2 + q^2)}.$$

Таким образом, имеем операторное решение

$$W(q, p, \tau) = \frac{2Q \sin ql}{\pi acq\gamma(p^2 + q^2)} \left[1 - e^{-a(p^2 + q^2)\tau} \right]. \quad (18)$$

Применяем обратное косинус-преобразование Фурье относительно переменной q

$$U(x, p, \tau) = \frac{2Q}{\pi\lambda} \sqrt{\frac{2}{\pi}} \int_0^\infty \frac{(1 - e^{-a(p^2 + q^2)\tau}) \sin ql \cos qx}{q(p^2 + q^2)} dq. \quad (19)$$

Дифференцируем выражение (19) по переменной τ как по параметру

$$U'_\tau(x, p, \tau) = \frac{2Q}{\pi\lambda} \sqrt{\frac{2}{\pi}} \int_0^\infty \frac{a}{q} e^{-a(p^2 + q^2)\tau} \sin ql \cos qldq = \frac{2Q}{\pi\lambda} \sqrt{\frac{2}{\pi}} a e^{-ap^2\tau} \times$$

$$\times \int_0^\infty \frac{a}{q} e^{-aq^2\tau} \sin ql \cos qxdq = \frac{2Q}{\pi\lambda} \sqrt{\frac{2}{\pi}} \frac{a\tau}{2} e^{-ap^2\tau} \left(\operatorname{erf} \frac{\ell - x}{2\sqrt{a\tau}} + \operatorname{erf} \frac{\ell + x}{2\sqrt{a\tau}} \right). \quad (20)$$

Далее интегрируем по τ как по параметру

$$U(x, p, \tau) = \frac{aQ}{2\pi\lambda} \sqrt{\frac{2}{\pi}} \int_0^\infty e^{-ap\tau} \left(\operatorname{erf} \frac{\ell - x}{2\sqrt{a\tau}} + \operatorname{erf} \frac{\ell + x}{2\sqrt{a\tau}} \right) d\tau. \quad (21)$$

Применим обратное косинус-преобразование Фурье относительно P

$$V(x, y, \tau) = \frac{2aQ}{\pi\lambda} \int_0^\infty \int_0^\tau e^{-ap^2\tau} \left(\operatorname{erf} \frac{\ell - x}{2\sqrt{a\tau}} + \operatorname{erf} \frac{\ell + x}{2\sqrt{a\tau}} \right) d\tau \cos pqdp =$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{aQ}{\rho\lambda} \int_0^\tau \left[\left(\operatorname{erf} \frac{\ell-x}{2\sqrt{a\tau}} + \operatorname{erf} \frac{\ell}{2\sqrt{a\tau}} \right) \int_0^\infty e^{-ap^2\tau} cc \cos pqdp \right] d\tau = \\
&\frac{aQ}{\pi\lambda} \int_0^\tau \left[\left(\operatorname{erf} \frac{\ell-x}{2\sqrt{a\tau}} + \operatorname{erf} \frac{\ell+x}{2\sqrt{a\tau}} \right) \sqrt{\frac{\pi}{a\tau}} e^{-\frac{y^2}{4a\tau}} \right] d\tau = \\
&= \frac{Q}{\lambda} \sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_0^\tau \frac{1}{\sqrt{\tau}} e^{-\frac{y^2}{4a\tau}} \left(\operatorname{erf} \frac{\ell-x}{2\sqrt{a\tau}} + \operatorname{erf} \frac{\ell+x}{2\sqrt{a\tau}} \right) d\tau.
\end{aligned} \tag{22}$$

Откуда, используя выражение (2), получаем

$$\begin{aligned}
T(x, y, \tau) &= \frac{Q}{2\lambda} \sqrt{\frac{a}{\pi\tau}} \exp\left(-\frac{y^2}{4a\tau}\right) \left(\operatorname{erf} \frac{\ell-x}{2\sqrt{a\tau}} + \operatorname{erf} \frac{\ell+x}{2\sqrt{a\tau}} \right) + \\
&\frac{Q}{\lambda\ell} \sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_0^\tau \frac{1}{\sqrt{\tau}} e^{-\frac{y^2}{4a\tau}} \left(\operatorname{erf} \frac{\ell-x}{2\sqrt{a\tau}} + \operatorname{erf} \frac{\ell+x}{2\sqrt{a\tau}} \right) d\tau.
\end{aligned} \tag{23}$$

Приведем уравнение (23) к виду, удобному для вычислений с учетом зависимости полученной в работе [2]

$$\begin{aligned}
T(x, y, \tau) &= \frac{Qm}{2\lambda} \sqrt{\frac{a}{\pi\tau}} \exp\left(-\frac{y^2}{4a\tau}\right) \left(\operatorname{erf} \frac{\ell-x}{2\sqrt{a\tau}} + \operatorname{erf} \frac{\ell+x}{2\sqrt{a\tau}} \right) + \\
&+ \frac{Qp}{\lambda\ell} \sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_0^\tau \frac{1}{\sqrt{\tau}} e^{-\frac{y^2}{4a\tau}} \left(\operatorname{erf} \frac{\ell-x}{2\sqrt{a\tau}} + \operatorname{erf} \frac{\ell+x}{2\sqrt{a\tau}} \right) d\tau.
\end{aligned} \tag{24}$$

где m - доля тепла, подведенного импульсным источником; p - доля тепла, подведенная источником тепла квазипостоянной мощности.

Полученная математическая зависимость позволяет моделировать процесс термоимпульсной отделки и очистки поверхностей деталей путем расчета температурных полей их элементов, кроме того, исследовать процесс нагрева деталей в зависимости от характеристики источника тепла, теплофизических свойств материалов, времени обработки и геометрических размеров элементов деталей.

Практические результаты термоимпульсной отделки поверхностей деталей достаточно подробно представлены в работе [3]. Следует отметить, как достижение, возможность уменьшения величины шероховатости на один - два класса, без изменений структуры материалов и микротвердости в поверхностном слое деталей. Кроме того, происходит удаление микрочастиц и микрозаусенец с внутренних и наружных поверхностей деталей. Такая тех-

нология была разработана благодаря теоретическому анализу температурных полей элементов детали с использованием полученной зависимости (24).

Определение соотношения импульсной и квазипостоянной фаз нагрева позволяют выбрать характеристику оборудования, температурные поля во времени – выбрать допустимый диапазон мощности импульсного источника тепла и длительности действия квазипостоянного. В дальнейших исследованиях важно оценить экономическую эффективность разработанных практических рекомендаций.

Список литературы

1. Лосев А.В. Теоретический анализ термоимпульсного удаления заусенцев с деталей. В сб. Импульсная обработка металлов давлением. – Харьков, 1997. -С.43-49.
2. А.В.Лосев, С.Ф. Мещеряков, Е.Н. Сломинская. Импульсный нагрев монолитной детали и расчет ее температурного поля при тепловом удалении заусенцев. – Авиационная промышленность. - 1991, № 9. -С. 32-34.
3. Е.Н. Сломинская. Термоимпульсная отделка поверхностей деталей летательных аппаратов. Дис.... канд. тех. наук. - Харьков, 1996. -165 с.

Анотація

Математична модель процесу нагріву поверхонь деталей при термоімпульсній обробці

У статті наведена аналітична модель процесу нагріву моделі деталі у вигляді напівплощини. Здобута залежність, яка дозволяє моделювати процес нагріву елементів деталей при зміні характеристики джерела тепла, геометричних розмірів елементів, які досліджуються.

Abstract

The mathematical model of processing of the surfaces heating of the details at the thermal impulse treatment

This article contains analytical model of processing of the detail model heating as half plane. Obtained dependence let model the heating of detail`s elements

АВТОМАТИЗИРОВАННОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ОПЕРАЦИЙ ШЛИФОВАНИЯ С УЧЕТОМ ИМПРЕГНИРОВАНИЯ АБРАЗИВНЫХ КРУГОВ

Ларшин В.П., докт. техн. наук, Гречиха А.А.
(Одесский Национальный политехнический университет)

Приводится описание разработанной компьютерной подсистемы автоматизации технологической подготовки производства применительно к проектированию операций шлифования импрегнированными абразивными кругами.

Известно, что одним из прогрессивных направлений в технологии шлифования труднообрабатываемых материалов является применение эффективных смазочно–охлаждающих технологических средств (СОТС), которые могут иметь различное агрегатное состояние (газ, жидкость, паста, твердые вещества [1]. Абразивный инструмент, в отличие от лезвийного, из-за особенностей своего строения сравнительно легко может быть импрегнирован (пропитан) жидким смазочным составом, который проникает в поры под действием капиллярных сил. Пропитки изменяют физико-механические свойства абразивных шлифовальных кругов. Например, такие свойства как плотность и твердость, тепло- и температуропроводность, динамический модуль упругости возрастают, в то же время теплоемкость, неоднородность твердости уменьшаются [2].

Это позволяет прийти к заключению, что импрегнирование абразивного инструмента представляет собой один из методов управления характеристикой этого инструмента, сопоставимый по своему воздействию с разработкой нового абразивного инструмента. Однако до сих пор в технической литературе не сформулированы инженерные критерии выбора смазочных составов применительно к конкретным маркам труднообрабатываемых материалов, а имеющиеся рекомендации носят частный характер и справедливы для условий, в которых проводились экспериментальные исследования. До сих пор нет единой системы классификации пропиточных составов и нет единого мнения относительно механизмов действия СОТС. В то же время в промышленности нашли применение и используются сотни наименований СОТС, изготавливаемых различными фирмами. Отсутствие рекомендаций по их применению сдерживает их использование, не позволяет осуществлять целесообразный отбор СОТС из имеющейся номенклатуры.

Проблемы смазочных средств в технике и технологии связаны с развитием двух главных направлений – науке о самих смазках и их производстве и науки об эффективности их применении [3]. Для решения этих проблем по двум указанным направлениям необходимо изучать механизмы действия СОТС и оптимизировать технологию шлифования с применением СОТС, соответственно. Под основными действиями СОТС в настоящее время понимают: смазывающее, смачивающее, охлаждающее, моющее, режущее и диспергирующее действия [4]. Поскольку при шлифовании металлов до 70% энергии расходуется на работу сил трения, то при улучшении смазочных характеристик СОТС уменьшается фрикционный нагрев и, следовательно, температура шлифования. Поэтому фактор теплонапряженности должен учитываться в технологии шлифования с применением СОТС. В то же время при улучшении смазочных характеристик СОТС часто происходит увеличение нормальной составляющей усилия резания. Как следствие, возрастают упругие отжатия в технологической системе, что отрицательно сказывается на точности обработки. Поэтому фактор нормальной силы также должен учитываться в технологии шлифования с применением СОТС.

Нами установлено, что механизм, обуславливающий рост нормальной силы определяется двумя тенденциями: с одной стороны увеличивается количество режущих зерен (за счет увеличения пути упругого проскальзывания зерен) [4], с другой – на каждое зерно (погруженное в металл) действует выталкивающая сила, которая увеличивается при уменьшении динамического коэффициента трения. Вторая тенденция установлена нами на основании упрощенной двухмерной статической модели абразивного зерна, погруженного в металл [5]. Эта тенденция может быть также экспериментально изучена при помощи моделирования работы единичных абразивных зерен. Такое моделирование может быть произведено на экспериментальной установке, собранной на базе настольного сверлильного станка. Два режущих лезвия сверла моделируют в этом случае работу двух единичных зерен. Преимуществом такой физической модели абразивных зерен является то обстоятельство, что нормальная сила резания (действует в направлении оси сверла) обуславливается динамическим коэффициентом трения.

Проведенный выше анализ позволяет заключить, что два главных направления решения проблемы СОТС в технике и технологии взаимосвязаны и не должны рассматриваться отдельно. То есть всякий успех в науке о самих смазках должен учитываться в науке об их эффективном применении на основании известного принципа иерархии (соподчиненности) в управлении (в данном случае в управлении процессом шлифования). Кроме того, этот анализ позволил установить два основных фактора, которые необходимо учи-

тывать при оптимизации процесса шлифования с применением СОТС: фактор теплонапряженности и фактор нормальной силы.

В работе предполагается принципиально новый подход к выбору СОТС, позволяющий оценивать их сравнительную эффективность в конкретных условиях производства по критериям трудоемкости и технологической себестоимости операций шлифования, причем при условии оптимальных режимов обработки. Сущность подхода заключается в предварительном компьютерном моделировании процесса обработки с применением конкретного СОТС на основании предварительной экспресс оценки СОТС. Это позволяет уменьшить количество параметров оценки свойств СОТС путем их интегрирования в обобщающие факторные оценки, которые в свою очередь вытекают из специфики тех или иных доминирующих факторов, ограничивающих производительность шлифования. Например, одним из таких ограничивающих факторов является теплонапряженность процесса, приводящая к появлению шлифовочных прижогов. Другим – нормальная сила шлифования, влияющая на упругие отжатия в технологической системе.

В работе [6] установлено, что одним из условий высокопроизводительного бездефектного шлифования является наименьшее количество проходов, позволяющих удалить припуск без образования шлифовочного прижога на обработанной поверхности. Поскольку СОТС оказывают непосредственное влияние на теплонапряженность процесса, то их применение позволяет изменить указанное оптимальное количество проходов.

В соответствии с предлагаемым подходом выбор СОТС осуществляют по критериям трудоемкости и технологической себестоимости операции шлифования с применением СОТС. Для определения трудоемкости необходимо решить задачу оптимального распределения припуска на проходы шлифования с учетом влияния упругих отжатий в технологической системе. Индивидуальные особенности каждой технологической смазки нами предложено учитывать коэффициентами, входящими в экспериментально получаемые зависимости.

Такие зависимости для конкретных условий обработки с применением, например, твердых технологических смазок (ТТС), применительно к плоскому шлифованию вырубных штампов имеют следующий вид

$$P = A_p + B_p \cdot t_\phi, \quad (1)$$

$$F_y = A_y + B_y \cdot t_l, \quad (2)$$

где P, F_y - мощность (Вт) и нормальное усилие (Н) шлифования;

A_p, B_p, A_y, B_y – коэффициенты, учитывающие индивидуальные особенности ТТС (зависят также от характеристик обрабатываемого материала, абразивного инструмента и от интервала режимов шлифования);

t_ϕ, t_l – фактическая и лимбовая глубины шлифования, м.

Коэффициенты A_p , B_p , A_y , B_y являются косвенными характеристиками оценки эксплуатационных свойств СОТС, они могут быть найдены в производственных условиях по разработанным нами методикам.

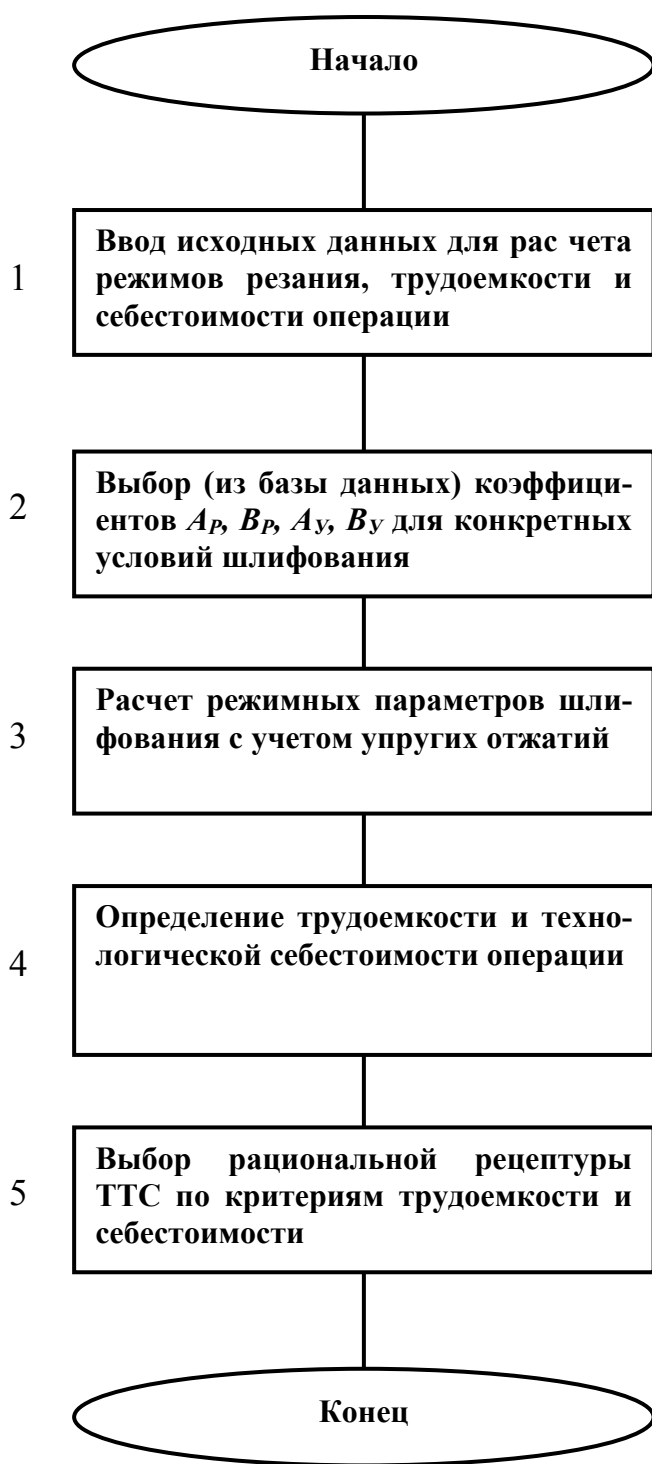


Рисунок. Блок-схема подсистемы САПР.

Подсистема технологической САПР, реализующая методику выбора рациональных составов ТТС, может быть пояснена при помощи блок-схемы на рисунке.

Работа подсистемы САПР осуществляется следующим образом. После запуска компьютерной программы пользователь осуществляет ввод исходных данных, указанных в блоке 1. Далее в блоке 2 осуществляется выбор коэффициентов A_p , B_p , A_y , B_y (из базы данных, формируемых на предприятии) для конкретного состава ТТС, указанного пользователем. В блоке 3 осуществляется расчет распределения припуска на проходы инструмента, импрегнированного выбранным составом ТТС. Расчет выполняется исходя из прогнозируемой мощности шлифования, обуславливающей теплонапряженность процесса, и с учетом фактора нормальной силы, приводящей к упругим отжатыям. При известных режимных параметрах шлифования в блоке 4 осуществляется расчет составляющих технической нормы времени, которые зависят от состава ТТС (основное время и время технического обслуживания рабочего места) и определяется величина технической нормы времени (характеризует трудоемкость технологической операции). В

этом же блоке определяется технологическая себестоимость операции шлифования. В блоке 5 производится анализ результатов расчета и осуществляется выбор рациональной рецептуры ТТС.

Программное обеспечение САПР реализовано на основе макроса *Visual Basic* с использованием редактора таблиц *Microsoft Excel* и может быть использовано на ПЭВМ с операционной системой типа *Windows*.

Таким образом, на основе проведенных исследований решена задача автоматизации проектирования операций шлифования с учетом импрегнирования абразивных кругов. В дальнейшем необходимо провести широкую промышленную апробацию разработанной САПР и оценить экономическую эффективность практических рекомендаций.

Список литературы

1. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием: Справочник / Под ред. С.Г.Энтелеса, Э.М.Берлинера.-М.: Машиностроение, 1986.-352 с.
2. Прогрессивные методы шлифования пропитанным абразивным инструментом.-М.: НИИмаш, 1981. – 42 с.
3. Костецкий Б.И. Трение, смазка и износ в машинах.-К.: Техника, 1970. –396 с.
4. Ларшин В.П., Гречиха А.А. Проблемы применения смазывающе-охлаждающих средств в технике и технологии // Вісник Харківського держ. техн. ун-ту сільського господарства.-Харків, 2002.-Вип. 10.-С. 54-59.
5. Ларшин В.П., Гречиха А.А. О механизме действия твердых смазок на силы резания при шлифовании // Вестник инженерной академии Украины.-Спец. выпуск КВ №2635, 2000.-С. 215-218.
6. Ларшин В.П. Повышение производительности плоского шлифования на основе анализа трудоемкости процесса // Тр. Одес. политехн. ун-та.-Одесса, 2002. -Вып. 1(17).-С. 60-64.

Анотація

Автоматизоване проектування операцій шліфування з урахуванням імпрегнування абразивних кругів

Надається опис розробленої комп'ютерної підсистеми автоматизації технологічної підготовки виробництва застосовально до проектування операцій шліфування імпрегнованими абразивними кругами.

Abstract

Grinding operations computer-aided design with taking into account abrasive wheels impregnating

Manufacturing preparation computer-aided subsystem description is given for grinding operations design by impregnated abrasive wheels.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ К РАЗРАБОТКЕ СИСТЕМЫ КОМПЬЮТЕРНОЙ ДИАГНОСТИКИ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ РЕЗЬБЫ С ПОЛУКРУГЛЫМ ПРОФИЛЕМ

Ларшин В.П., докт. техн. наук, Лищенко Н.В., аспирант
(Одесский Национальный политехнический университет)

В работе приведены результаты анализа различных моделей температурного поля, которые могут быть использованы для компьютерной диагностики процесса шлифования полукруглого профиля резьбы.

Известно, что процесс шлифования сопровождается высокой теплонапряженностью, которая вызывает появление в поверхностном слое деталей измененных структур. Одним из перспективных направлений в технологии шлифования труднообрабатываемых материалов является применение систем компьютерной диагностики, позволяющих уменьшить возможный брак по шлифовочным дефектам. Такая задача актуальна для резьбошлифования ходовых винтов с полукруглым профилем резьбы.

Большинство исследований по теплофизике шлифования посвящено наиболее распространенным случаям плоского и круглого шлифования. Однако, по исследованию температурного поля и глубины дефектного слоя при шлифовании резьбы полукруглого профиля имеется ограниченное количество работ.

В работе [1] предпринята попытка учесть полукруглую форму поверхности путем внесения поправок в формулу, описывающую температуру от плоского источника тепла с граничными условиями первого рода [2], т.е.

$$T = T_n \left(1 - \operatorname{erf} \frac{h}{2\sqrt{a\tau}} \right), \quad (1)$$

где T - температура от плоского источника тепла, $^{\circ}\text{C}$; T_n - температура поверхности, $^{\circ}\text{C}$; h - полуширина теплового источника, м; a - температуропроводность обрабатываемого материала, $\text{м}^2/\text{с}$; τ - время действия теплового источника, с.

Здесь $\operatorname{erf} u = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^u e^{-\xi^2} d\xi$ - интеграл вероятности Гаусса;

$$u = \frac{h}{2\sqrt{a\tau}}; \quad \xi = \frac{x}{2\sqrt{a\tau}},$$

где x - текущая координата в направлении, перпендикулярном поверхности источника.

В уравнении (1) в качестве T_n используется усредненная температура поверхности, определенная из условия, что через единицу площади контакта в заготовку поступает количество тепла, равное $q\tau$ [2]. При этом

$$T_n = \frac{q\sqrt{\pi a \tau}}{2\lambda}, \quad (2)$$

где q - плотность теплового потока, Вт/м²;

λ - теплопроводность обрабатываемого материала, Вт/(м²·°С).

В работе [1] приводится известное выражение для температуры шлифования от цилиндрического теплового источника, которое имеет вид [3]

$$\theta = 2\sqrt{\frac{R}{r}} F_0 i \operatorname{erfc} \frac{R}{2\sqrt{F_0}} - \frac{\left(1 + 3\frac{r}{R}\right) F_0}{2\frac{r}{R}\sqrt{\frac{r}{R}}} \times i^2 \operatorname{erfc} \frac{R}{2\sqrt{F_0}} + \dots + i^2 \operatorname{erfc} u \quad (3)$$

где r - текущий радиус- вектор рассматриваемой точки;

R - радиус граничной цилиндрической поверхности (радиус цилиндрического теплового источника);

$F_0 = \frac{a\tau}{R^2}$ - критерий Фурье.

Автор работы [1] выразил температуру от цилиндрического источника тепла через температуру от плоского источника тепла схематически в виде геометрической схемы. Далее он сравнивает уравнения (1) и (3) и делает вывод о возможности использования уравнения (1) для прогнозирования температуры шлифования полукруглого профиля резьбы. Однако, область применения данного решения, как известно из работы [3] ограничена значением критерия Фурье $F_0 = 0,02$. При шлифовании резьбы с полукруглым профилем критерий Фурье изменяется от 0,1 до 1 и более [4]. Таким образом, предлагаемый в работе [1] подход оказывается неприемлемым для практических целей технологической диагностики процесса из-за существенной погрешности уравнения (3).

Учитывая вышеизложенное, целью работы является получение модели температурного поля, которая справедлива для любых значений критерия Фурье. Известно, что в цилиндрических координатах трехмерное дифференциальное уравнение теплопроводности имеет вид [3]

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right), \quad (4)$$

где z - осевая координата, м;

φ - полярный угол, рад.

Если ось нагреваемого кругового цилиндра совпадает с осью z , а начальные и граничные условия не зависят от координат φ и z , то температура цилиндра зависит только от координаты r и времени τ . В этом случае одномерное дифференциальное уравнение теплопроводности принимает вид [3]

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right). \quad (5)$$

Процесс шлифования полукруглого профиля резьбы может быть охарактеризован граничными условиями второго рода, т.е.

$$\begin{aligned} T(r, \tau) \Big|_{\tau=0} &= T_0; \quad r \geq R; \quad -\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R} = q(r, \tau); \quad T(r, \tau) \Big|_{r=\infty} = T_0 \\ \frac{\partial T(r, \tau)}{\partial r} \Big|_{r=\infty} &= 0 \end{aligned}$$

Известно, что решение данного уравнения применительно к схеме выделения тепла на круговом цилиндре будет выражаться через функции Бесселя (цилиндрические функции). Полученное для указанных условий решение одномерного дифференциального уравнения теплопроводности имеет вид [3]

$$T(r, \tau) = -\frac{2qR}{\pi\lambda} \int_0^{\infty} (1 - \exp(-F_0 \zeta^2)) \cdot \frac{J_0\left(\zeta \frac{r}{R}\right) Y_1(\zeta) - Y_0\left(\zeta \frac{r}{R}\right) J_1(\zeta)}{\zeta^2 (J_1^2(\zeta) + Y_1^2(\zeta))} d\zeta, \quad (6)$$

где J_0, J_1 - функции Бесселя первого рода нулевого и первого порядка; Y_0, Y_1 - функции Бесселя второго рода нулевого и первого порядка; ζ - переменная интегрирования.

Для определения глубины x проникновения температуры в поверхностный слой резьбы принимаем $r = R + x$, т.е.

$$\frac{r}{R} = \frac{R + x}{R}, \quad (7)$$

Трудоемкость вычислений температуры по уравнению (6) обуславливается необходимостью вычисления значений четырех различных функций Бесселя, определением подынтегральной функции и собственно поиском значения неопределенного интеграла. Например, в работе [4] для определения функций Бесселя использовались асимптотические разложения Ганкеля. Алгоритм расчета предусматривал анализ сходимости аппроксимирующих рядов, что существенно затрудняло оперативные расчеты температуры шлифования. Поэтому приходилось пользоваться табулированными значениями функций (6), что для целей технологической диагностики в режиме реального времени неприемлемо.

Существующая сегодня программа MathCAD позволяет оперативно

вычислить интеграл в решении (6) при любых значениях критерия Фурье и параметра $\frac{r}{R}$.

Например, необходимо найти распределение температуры по глубине поверхностного слоя для радиуса шлифуемого профиля $R=3$ мм. Для решения данной задачи в среде MathCAD нужно задать три группы входных параметров: теплофизические (a, λ), геометрические (R, x) и энергетические (q, τ).

Примем, $\lambda=30$ Вт/(м²·°С), $R=0,003$ м, $q=40 \cdot 10^6$ Вт/м², $\tau=0,1$ с.

На рис. 1 и рис. 2 приведены зависимости рассчитанной температуры шлифования от координаты x и радиуса R профиля шлифуемой резьбы, соответственно.

Видно, что влияние изменения радиуса R от 1 до 3 мм существенно сказывается на температуре поверхности ($x=0$) и ее распределении по глубине поверхностного слоя. В то же время изменение R от 4 до 6 мм незначительно влияет на температуру.

Например, изменение радиуса R от 4 до 6 мм на поверхности ($x=0$) приводит к увеличению температуры шлифования от $T=1120$ °С до $T=1136$ °С (на 1,4%), а при увеличении R от 1 до 3 мм температура возрастает от 928 °С до 1098 °С (на 18,3%). На глубине двухкратного падения температуры указанные процентные оценки приблизительно в 2 раза больше. Дополнительно на рис. 1 приведено распределение температуры по глубине поверхностного слоя, построенное по уравнению плоского теплового источника ($R = \infty$). Это уравнение имеет следующий вид [4]

$$T(x, \tau) = \frac{2q\sqrt{a\tau}}{\lambda} \left(\frac{1}{\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{x^2}{4a\tau}\right) - \frac{x}{2\sqrt{a\tau}} \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{a\tau}} \right). \quad (8)$$

Как следует из данных на рис. 1 эта зависимость (кривая 7) является предельным случаем расчета по уравнению (6) при $R \rightarrow \infty$. Таким образом, графики на рис.1 показывают приемственность уравнений (6) и (8) и позволяют определить при каких значениях радиуса R теплофизические расчеты для полукруглого профиля резьбы могут быть осуществлены по уравнению (8), полученному для плоского теплового источника. Так, например при $R=6$ мм различие в расчетах по уравнениям (6) и (8) на глубине двухкратного падения температуры ($x=0,6$ мм) составляет не более 11%, что приемлемо для инженерных расчетов на этапе проектирования.

Выводы. Разработанный алгоритм расчета температуры по глубине поверхностного слоя может быть использован для оперативного определения глубины проникновения критической температуры, приводящей к структурно-фазовым превращениям в обрабатываемом материале. Глубину проникновения критической температуры называют глубиной дефектного

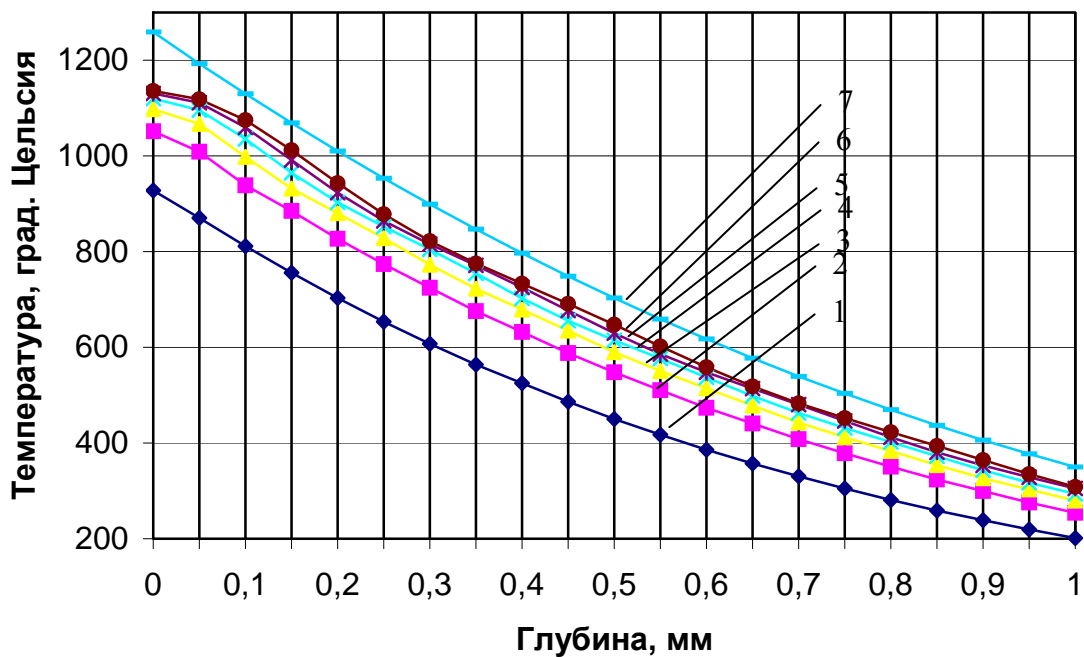


Рис.1. Зависимость температуры от глубины x проникновения ее в поверхностный слой при различных значениях радиуса R цилиндрического теплового источника: 1- $R=1$ мм; 2- $R=2$ мм; 3- $R=3$ мм; 4- $R=4$ мм; 5- $R=5$ мм; 6- $R=6$ мм. 7- $R = \infty$.

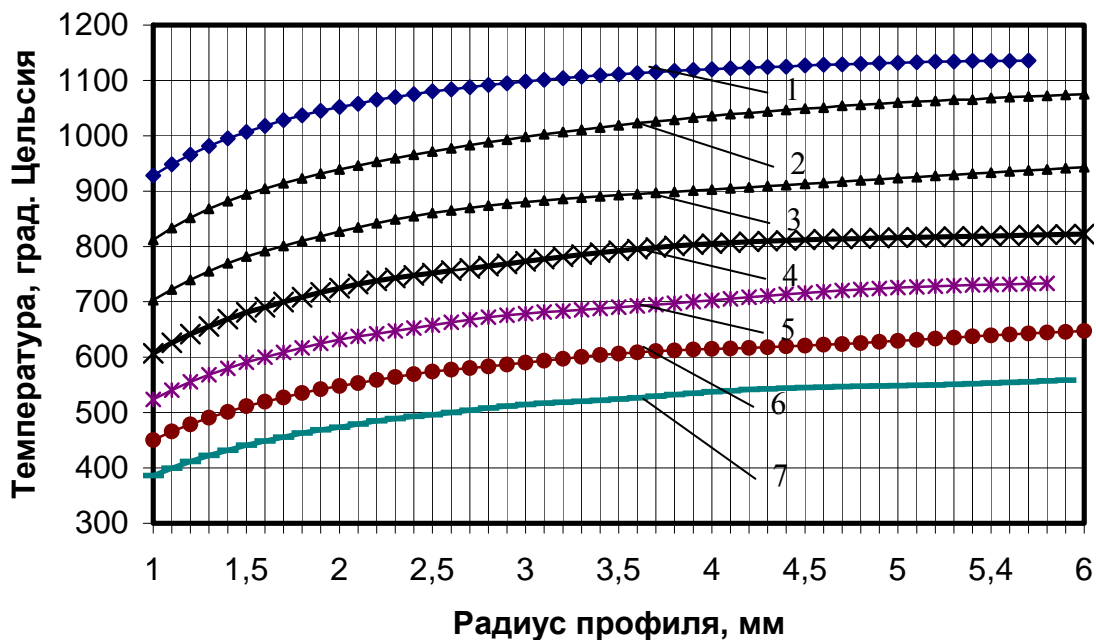


Рис.2. Зависимость температуры от радиуса профиля при различной глубине x :
 1- $x=0$; 2- $x=0,1$ мм; 3- $x=0,2$ мм; 4- $x=0,3$ мм; 5- $x=0,4$ мм; 6- $x=0,5$ мм;
 7- $x=0,6$ мм.

слоя. Возможность определения этой глубины позволяет при определенных условиях осуществить ее сравнение с величиной оставшегося припуска на обработку и таким образом осуществить компьютерную диагностику процесса шлифования по температурному критерию в режиме реального времени.

На кафедре «Технология машиностроения» ОНПУ разрабатывается система компьютерной диагностики процесса резьбошлифования шариковых ходовых винтов, которая может найти применение на заводах станкостроительной и авиационной промышленности.

Список литературы

1. Мухортов В.Н. Повышение точности профиля и производительности шлифования резьбы ходовых винтов ШВП: Дис... канд.техн.наук.- Одесса, 1986.-140с.
2. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования.- М.- Машиностроение, 1975.-176с.
3. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел.- М.: Наука, 1984.- 487с.
4. Якимов А.В., Ларшин В.П., Скляр А.М. Влияние формы поверхности обрабатываемой детали на температуру при шлифовании.- Сверхтвердые материалы, 1986, № 4, С. 38-43.

Анотація

Теоретичні передумови до розробки системи комп'ютерної діагностики процесу шліфування різьби з напівкруглим профілем.

У роботі надані результати аналізу різних моделей температурного поля, які можуть бути використані для комп'ютерної діагностики процесу шліфування напівкруглого профіля різьби.

Abstract

Theoretical promises for computer diagnostical system development of thread semicircular profil grinding process.

Temperature field different models analysis results are given which can be used for thread semicircular profil grinding process computer diagnostic.

ЭКОНОМИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА СИСТЕМЫ ПРИМЕНЕНИЯ СОЖ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Степанов М.С., канд. техн. наук
(НТУ «ХПИ»)

Предлагается проводить расчет оптимальных параметров шлифования при которых обеспечивается минимальная себестоимость обработки, в том числе с минимальными затратами связанными с применением СОЖ.

Одним из наиболее экономически выгодных путей повышения эффективности операций абразивной обработки является широкое применение СОЖ. Общеизвестно, что СОЖ способствуют повышению производительности обработки, стойкости инструмента и улучшению качества шлифованной поверхности. Подсчитано [1], что затраты на СОЖ на машиностроительном предприятии составляют 16% от общей стоимости обработки резанием, а затраты на инструмент - только 4%. Оптимизация использования СОЖ приводит к снижению затрат на производство продукции на 40% и более.

Объем использованных СОЖ постоянно увеличивается. Так, если к середине 80-х годов в Германии он составлял 70 тыс. тонн, то к середине 90-х годов он возрос до 90 тыс. тонн [2]. Увеличение спроса на СОЖ отмечает и организация "Kline" (США) [3].

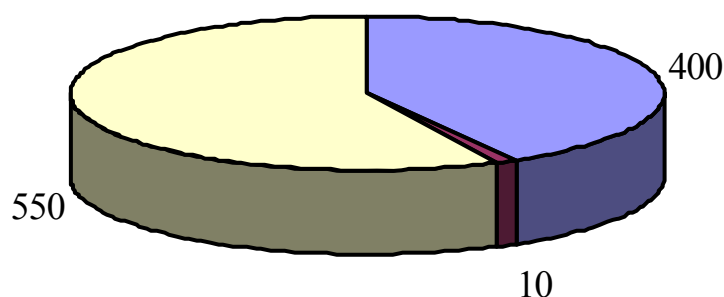


Рис. 1. Затраты, связанные с эксплуатацией 1м³ СОЖ: \$ 10 - регенерация и удаление примесей; \$550 - утилизация отходов; \$ 400 - стоимость новой.

Из общего количества смазочных материалов 17% приходится на операции механической обработки.

В связи с увеличением объема используемых СОЖ и постоянно возрастающими требованиями к ним в значитель-

ной степени увеличиваются затраты, связанные с утилизацией и регенерацией [4,5] (рис.1). Рациональная эксплуатация СОЖ, по данным фирмы

“Walbro Engine Management” (США), позволило за полгода получить экономии свыше 15 тыс.\$ [6].

Все большее внимание уделяется разработке различных программ повышения эффективности эксплуатации СОЖ в Великобритании, внедрение которых позволяет 60% СОЖ использовать повторно, 10% СОЖ применять в качестве топлива и на 30% снизить расходы, связанные с эксплуатацией СОЖ [7].

Все это указывает на важность решения проблемы эффективного использования СОЖ при резании материалов, а так же на необходимость разработки новых подходов к выбору системы применения СОЖ, в особенности на операциях шлифования, где окончательно формируются параметры качества и точности обработки. В связи с этим, в данной работе поставлена и решается задача определения и анализа оптимальных режимов шлифования абразивным кругом с учётом минимальной себестоимости обработки с выполнением всех технических требований к качеству инструмента и СОЖ. Решение задачи сводится к определению

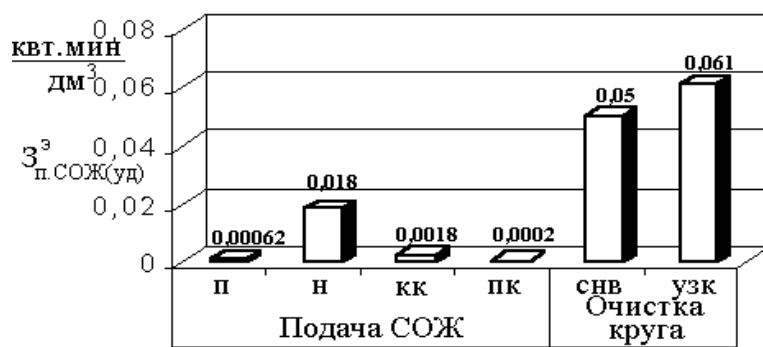


Рис.2. Удельные энергозатраты, связанные с подачей единицы объема СОЖ в зону шлифования и очисткой круга. Подача СОЖ в зону резания: п-полив; н- напорный; кк- через каналы в круге; пк- через поры круга. Очистка круга: снв- струйно-напорный внезонный; узк -очистка с наложением на СОЖ ультразвуковых колебаний.

минимума целевой функции-себестоимости C_{on} операции при определённых ограничениях параметров процесса шлифования.

В функции C_{on} учитываются трудовые затраты, связанные с эксплуатацией оборудования и зависящие от параметров режима шлифования, затраты связанные с приобретением и эксплуатацией абразивного круга Z_u и СОЖ $Z_{сож}$ приходящиеся на одно изделие:

$$C_{on} = C_m t_{маш} + \sum Z_{ui} + \sum Z_{сожi}, \quad (1)$$

где C_m – стоимость станко-минуты; $t_{маш}$ –машинное время, затрачиваемое на операцию.

Суммарные затраты $Z_{сож}$ определяются как:

$$\sum Z_{сож} = C_{сож} + Z_{л.сож} + Z_{о.сож} + Z_{а.сож} + Z_{г.о.к.сож} + Z_{п.пр.сож}, \quad (2)$$

где $C_{сож}$ – затраты на производство СОЖ, $C_{сож} = C_{сож} + Z_{пр.сож}$, $C_{сож}$ – цена компонентов СОЖ; $Z_{пр.сож}$ – затраты на приготовление СОЖ; $Z_{п.сож}$ – затраты, связанные с подачей СОЖ; $Z_{о.сож}$ – затраты, связанные с очисткой СОЖ; $Z_{а.сож}$ – затраты на активацию СОЖ; $Z_{г.о.к.сож}$ – затраты, связанные с

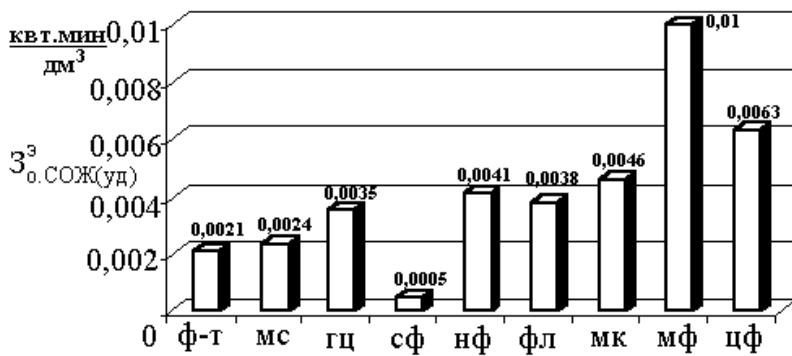


Рис.3. Удельные энергозатраты, связанные с очисткой единицы объема СОЖ: Ф-Т-фильтр-транспортёр; МС - магнитный сепаратор; ГЦ-гидроциклон; СФ-сетчатый фильтр; НФ-намывной фильтр; ФЛ-флотатор; МК-магнитный коагулятор; МФ-магнитный фильтр; ЦФ-центрифугаю.

параметров процесса шлифования, с применением СОЖ, которые можно разделить на две группы:

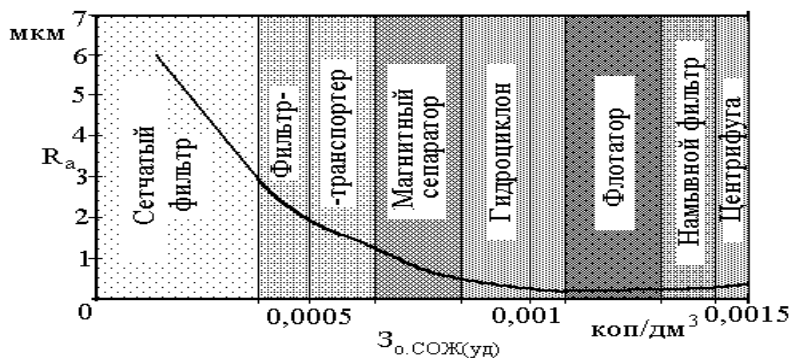


Рис. 4. Достижимое значение R_a в зависимости от удельных затрат на единицу очищаемого объема (дм³/мин) СОЖ.

носятся ограничения вида:

$$\begin{aligned}
 Q_{\text{сож min}} &\leq Q_{\text{сож}} \leq Q_{\text{сож max}}; & p_{\text{сож min}} &\leq p_{\text{сож}} \leq p_{\text{сож max}}; \\
 Q_{\text{сож min}}^{\text{np}} &\leq Q_{\text{сож}}^{\text{np}} \leq Q_{\text{сож max}}^{\text{np}}; & p_{\text{сож min}}^{\text{np}} &\leq p_{\text{сож}}^{\text{np}} \leq p_{\text{сож max}}^{\text{np}}; \\
 p_{\text{сож min}}^{\text{zok}} &\leq p_{\text{сож}}^{\text{zok}} \leq p_{\text{сож max}}^{\text{zok}}; & E_{\text{сож min}} &\leq E_{\text{сож}} \leq E_{\text{сож max}}; \\
 V_{\text{сож min}}^{\text{o}} &\leq V_{\text{сож}}^{\text{o}} \leq V_{\text{сож max}}^{\text{o}},
 \end{aligned}
 \quad (3)$$

где $Q_{\text{сож}}$, $Q_{\text{сож}}^{\text{np}}$ – соответственно расход подачи СОЖ в зону шлифования и в зону правки; $p_{\text{сож}}$, $p_{\text{сож}}^{\text{np}}$, $p_{\text{сож}}^{\text{zok}}$ – соответственно давление подачи СОЖ в зону шлифования, в зону правки и струи, используемой для гидроочистки круга; $E_{\text{сож}}$ – энергия активации СОЖ; $V_{\text{сож max}}^{\text{o}}$ – скорость прохождения СОЖ в очистителе.

Ко второй группе относятся ограничения вида

гидроочисткой круга; $Z_{\text{н.пр.сож}}$ – затраты, связанные с подачей СОЖ в зону правки.

При определении значений удельных энергозатрат, связанных с подачей и очисткой СОЖ различными способами и устройствами можно воспользоваться данными приведенными на рис.2-4.

При решении задачи оптимизации, необходимо учитывать ограничения

- ограничения, связанные с технологическими возможностями оборудования для применения СОЖ;
- ограничения, связанные с техническими требованиями к точности обработки, качеству шлифованной поверхности и шлифовального инструмента.

К первой группе от-

$$A < S, V_s, V_k, Q_{\text{сож}}, P_{\text{сож}}, Q^{\text{np}}_{\text{сож}}, P^{\text{np}}_{\text{сож}}, E_{\text{сож}}, P^{\text{зок}}_{\text{сож}}, V^{\text{o}}_{\text{сож}} \leq A_k \quad (4)$$

Здесь A – выходной параметр, зависящий от параметра режима шлифования и СОЖ; A_k – критическое значение выходного параметра.

Таковыми ограничениями могут быть следующие:

$$\Theta, P, R_A < S, V_s, V_k, Q^{\text{np}}_{\text{сож}}, P^{\text{np}}_{\text{сож}}, Q_{\text{сож}}, P_{\text{сож}}, E_{\text{сож}}, P^{\text{зок}}_{\text{сож}}, V^{\text{o}}_{\text{сож}} \leq \Theta_k, P_k, R_{\text{AMAX}} \quad (5)$$

где Θ – температура шлифования (превышение её критического значения Θ_k приводит к появлению дефектов на шлифованной поверхности), P – сила шлифования (превышение её критического значения P_k обуславливает недопустимые упругие деформации в технологической системе, и, следовательно отклонения от требуемых размеров и формы), $R_{a \text{ max}}$ – максимальное значение шероховатости R_a допускаемое техническими требованиями к шлифованной поверхности.

При выборе математической модели следует учитывать, что в зависимости от вида шлифования, характера шлифовальной операции (предварительная или окончательная), характера работы круга (с самозатачиванием или затуплением) превалируют те или другие ограничения.

При предварительном шлифовании, когда круг работает с самозатачиванием, удаляется основная часть припуска с максимально допустимой производительностью.

При условии выполнения:

$$t > t_{\text{max}}; S > S_{\text{max}}; V > V_{\text{max}} \quad (6)$$

может возникнуть критическая температура Θ_k , превышение которой приводит к появлению дефектов на шлифованной поверхности.

При этом важнейшее значение имеет охлаждающее действие СОЖ и условие возникновения минимальной температуры шлифования при t_{max} , S_{max} , и V_{max} может быть выполнено при обеспечении необходимых расхода и давления подачи СОЖ, использования необходимых способов подачи СОЖ, гидроочистки круга. В тоже время требования к очистке СОЖ на этапе предварительного шлифования могут быть недостаточно высоки.

При окончательном шлифовании, при котором необходимо обеспечить выполнение технических требований к точности и шероховатости шлифованных поверхностей следует обеспечить сочетание – минимально необходимые расход и давление подачи СОЖ в зону резания с повышенными требованиями к качеству очистки СОЖ.

Таким образом, в работе обоснованы условия эффективного применения СОЖ при шлифовании, приведены алгоритмы решения оптимизационных задач. В дальнейшем следует по предложенным алгоритмам рассчитать оптимальные режимы шлифования и другие условия обработки для различных операций шлифования.

Список литературы

1. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием. Справочник. Под ред. С.Г. Энтелиса. М.: Машиностроение, 1986,-352с.
2. Berating mub sein // Jnd.-Anz. - 1991, N78.
3. Niches key to fluid markets //Tool and Prod.1994-60,№2,p28.
4. Verschmutzte Emulsion // Masch - Anlag.+Verfabr. - 1992, N4.
5. Umweltbewubt // Fertigung. - 1992. - 20 N3 - s. 60.
6. Coolant Managment Walbro's Way Works //Mod. Mach. Shop –1994-67-№5 .p.72-73.
7. Take care of waste – if's your duti //Mach.and Prod.Eng.-1994.

Анотація

Економічне обґрунтування вибору системи використання ЗОР при шліфуванні

Пропонується проводити розрахунок оптимальних параметрів шліфування при яких забезпечується мінімальна собівартість обробки з мінімальними витратами пов'язаними з використанням ЗОР.

Abstract

Economic substantiation of the choice of system of application cooling liquid at grinding

It is offered to carry out calculation of optimum parameters of grinding at which the minimal cost price of processing, including with the minimal expenses connected with application cooling liquid is provided.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ ТОРЦЕВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЛИТОВЫХ УПЛОТНЕНИЙ

Ткаченко В.П.

(ОАО завод «Потенциал», г. Харьков)

В работе приведены результаты экспериментальных исследований производительности и качества обработки при алмазном шлифовании торцевых поверхностей релитовых уплотнений, в том числе с применением электроэрозионной правки алмазных кругов на металлических связках.

Твердые сплавы эффективно обрабатывать с использованием алмазных кругов [1,2,3]. Однако, при съеме относительно больших припусков их использование не всегда экономически обосновано в связи с увеличенным расходом алмазов [4,5]. В связи с этим, чрезвычайно актуально решение проблемы повышения эффективности шлифования труднообрабатываемых материалов за счет применения алмазных кругов на металлических связках с их непрерывной или периодической электроэрозионной правкой [6,7]. В особой мере это относится к шлифованию рабочих поверхностей торцевых уплотнений, выполненных из труднообрабатываемого твердого сплава “Релит”. Так, экспериментально установлено, что применение обычных абразивных кругов на операции чернового плоского шлифования, торцевых рабочих поверхностей релитовых уплотнений со

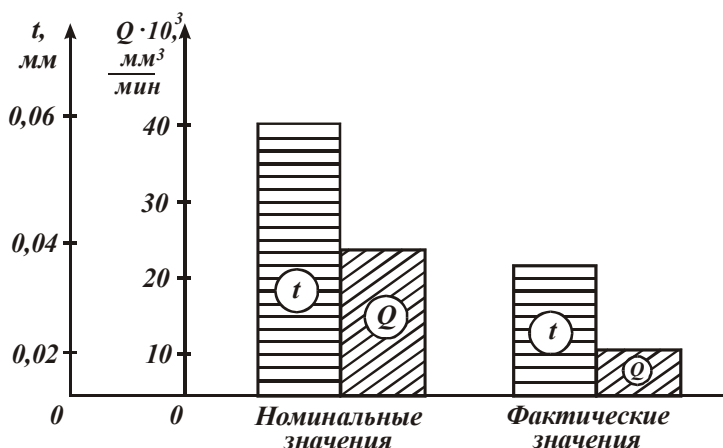


Рис.1. Номинальные и фактические значения глубины шлифования t и производительности обработки Q : условия обработки - $t = 0,06$ мм, $V_{дет} = 20$ м/мин, $S_{нон} = 0,02$ мм/ход, $V_{кр} = 34$ м/с.

съемом относительно больших припусков (до 1,5 мм) оказалось малоэффективным. В результате интенсивного износа абразивного круга фактическая глубина шлифования была в 3 раза меньше номинальной глубины шлифования, устанавливаемой по лимбу станка, рис 1. Это снижает производительность обработки. Кроме того, вследствие значительных динамических нагрузок (при пакетной обработке торцевых уплотнений имел место удар-

ный характер взаимодействия круга с обрабатываемыми уплотнениями) резко ухудшалось качество и точность обработки. Все это потребовало проведения экспериментальных исследований процесса шлифования алмазными кругами на металлических связках. Поэтому, целью работы является изыскание путей снижения износа круга, улучшения качества обработки.

Поскольку при шлифовании на плоскошлифовальном станке использовался габаритный абразивный круг диаметром 450 мм и высотой 60 мм, для решения задачи его эффективной замены были испытаны габаритные алмазные круги на металлических связках диаметром 400 мм и высотой 40 мм (связки М1-01 и М2-01).

При установке данных кругов на станок, наблюдалось их значительное биение (до 0,3 мм). Попытки устранить такое большое биение применением механической правки не принесли положительных результатов. В связи с этим, была использована технология электроэрозионной правки. Для этого плоскошлифовальный станок был модернизирован: произведена электроизоляция шпинделя станка от алмазного круга. В качестве источников технологического тока использовались специальные выпрямитель и генератор импульсного тока. Рабочее напряжение выпрямителя – $U = 25$ В, генератора – $U = 36$ В (скважность - 1,2; максимальная сила тока – $I_{\max} = 100$ А). В качестве правящего электрода использовались бруски из стали 45, которые укладывались на столе станка.

На рис. 2 приведены экспериментальные данные продолжительности

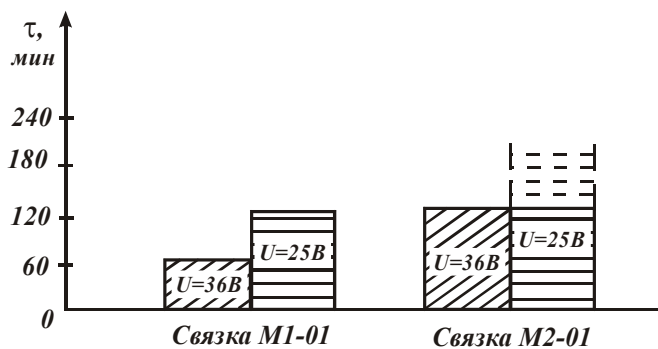


Рис.2. Продолжительность электроэрозионной правки алмазных кругов 1А1 400 х 25 на металлических связках М1-01 и М2-01.

процесса электроэрозионной правки τ и алмазных кругов на металлических связках М1 – 01 и М2 – 01 с применением выпрямителя ($U = 25$ В) и генератора импульсного тока ($U = 36$ В). Как видим, продолжительность процесса устранения биения алмазного круга на металлической связке М2 – 01 значительно больше М1 – 01.

Применение генератора импульсного тока, главным образом за счет увеличения в нем рабочего напряжения, позволяет уменьшить продолжительность электроэрозионной правки.

Устранение биения алмазного круга на металлической связке играет исключительно важное значение при подготовке его к работе. Поэтому в процессе правки периодически проверялось состояние рабочей поверхности круга путем шлифования электрода из стали 45. Правка производи-

лась до тех пор, пока при шлифовании не достигалось высокое качество обработанной поверхности (отсутствовали следы биения, обеспечивалась равномерная поверхность по всей площади обработанной поверхности): особо высокое качество правки на металлической связке М1 – 01. Металлическая связка М2 – 01 тверже и прочнее связки М1- 01, поэтому качество правки этого круга было ниже, о чем судили по качеству прошлифованных поверхностей образцов из стали 45.

Необходимо отметить, что при механической правке путем шлифования на плоскошлифовальном станке относительно больших по площади поверхностей торцовых уплотнений из твердого сплава «Релит» наблюдалось все же некоторые устранения биения алмазного круга на связке М1 – 01. Алмазный круг на связке М2 – 01 правке не поддавался. В результате в технологической системе с течением времени создавался натяг, существенно возрастала нагрузка, что приводило к разрушению алмазоносного слоя круга (отслаиванию части алмазного слоя от корпуса круга).

При шлифовании алмазным кругом на металлической связке М1-01 с применением непрерывной электроэрозионной правки (с током) производительность обработки Q с течением времени шлифования с течением времени шлифования почти не уменьшилась, рис.3. При шлифовании без использования электроэрозионной правки (без тока) наблюдалось уменьшение производительности обработки во времени, однако не столь существенно.

При шлифовании алмазным кругом на более прочной металлической связке М2-01 производительность обработки с течением времени уменьшалась как с применением непрерывной электроэрозионной правки (с током), так и без нее (без тока). При этом производительность была ниже

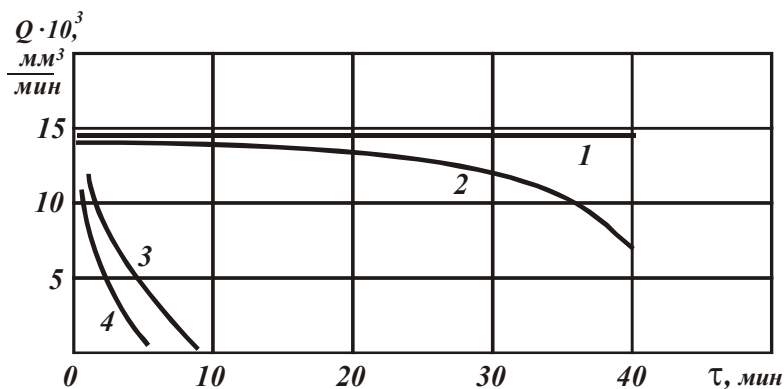


Рис.3. Зависимости производительности обработки Q от продолжительности шлифования τ : условия обработки – алмазные круги 1А1 400 х25х6х203 АС6 200/160 4, $t = 0,05$ мм, $V_{дет} = 15$ м/мин, $S_{non} = 0,02$ мм/ход, $V_{кр} = 30$ м/с; 1, 2 – металлическая связка М1-01 (1- с током, 2 – без тока); 3, 4 – металлическая связка М2-01 (3 – с током, 4 – без тока).

производительности шлифования алмазным кругом на связке М1-01, рис.3.

Очевидно, применение круга на прочной связке М2-01 более предпочтительно с точки зрения снижения расхода алмаза, однако, данный круг обладает низкой режущей способностью и обеспечивает меньшую производительность об-

работки, чем круг на связке М1-01 и абразивный круг. Поэтому предпочтение следует отдать кругу на связке М1-01, который требует меньших затрат времени на правку; более длительное время сохраняет режущую способность; может быть использован как с применением, так и без применения непрерывной электроэрозионной правки. Как показали проведенные опыты, этот круг можно эффективно использовать в режиме периодической правки.

Однако, при этом необходимо производить достаточно интенсивную электроэрозионную правку, чтобы режущие зерна выступали на значительную высоту, тогда стойкость круга между правкой возрастает. В течение периода стойкости круг сохраняет достаточно высокую режущую способность.

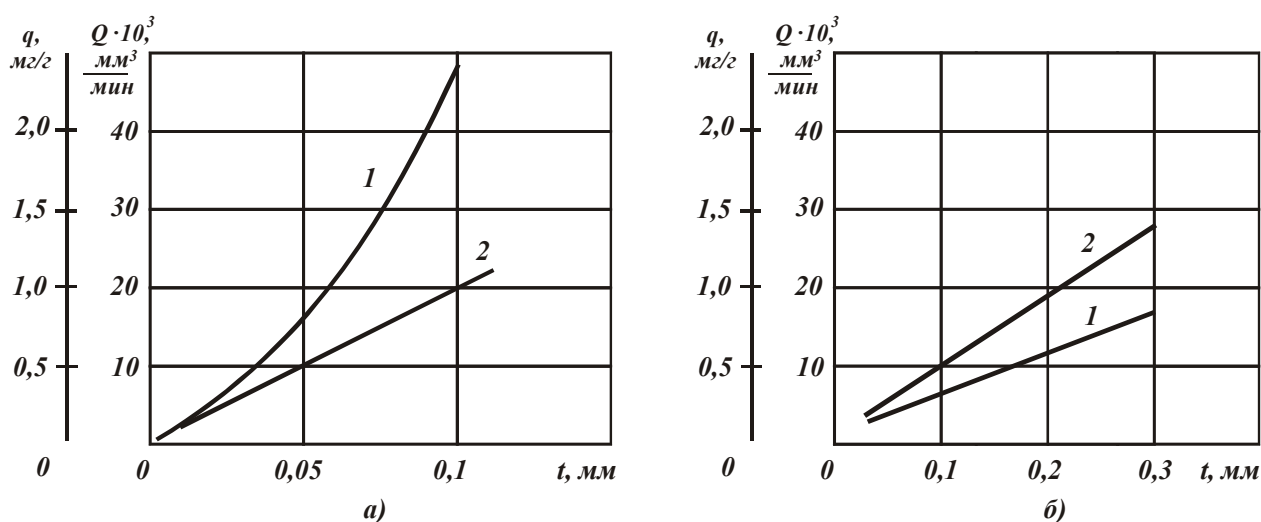


Рис.4. Зависимости удельного расхода алмаза q (1) и производительности обработки Q (2) от глубины шлифования t при многопроходном (а) и глубинном (б) шлифовании: условия обработки – алмазный круг 1А1 400х25х6х203 АС6 200/160 М1-01 4 ; $V_{кр} = 30$ м/с; $S_{non} = 0,02$ мм/ход; а- $V_{дет} = 15$ м/мин; б- $V_{дет} = 5$ м/мин.

На рис. 4 приведены экспериментально установленные зависимости производительной обработки Q и удельного расхода алмаза q , полученные при многопроходном и глубинном шлифовании. В условиях многопроходного шлифования, равной 0,9 высоты круга, удалось реализовать значения глубины $t=0,1$ мм. При этом фактическое и номинальное значения глубины шлифования отличались не более 20%. При абразивном шлифовании с номинальной глубиной шлифования $t = 0,06$ мм фактическая глубина шлифования составила 0,02 мм (в связи с износом абразивного круга). Следовательно, шлифование алмазным кругом на металлической связке М1-01 позволяет увеличить фактическую глубину шлифования. Однако, абразивный круг имеет большую высоту рабочей части – 60 мм, тогда как алмазный круг – 25 мм и 40 мм. За счет этого абразивный круг имеет выигрыш по производительности до 2-х раз, но с учетом меньших

значений фактической глубины шлифования производительность абразивного шлифования будет меньше.

Еще более высокую производительность обработки можно достичь при шлифовании с увеличенными глубинами резания (0,1 - 0,3 мм) и относительно небольшой скоростью детали (≈ 5 м/мин), рис. 4, б. В этих условиях происходит уменьшения удельного расхода алмаза q .

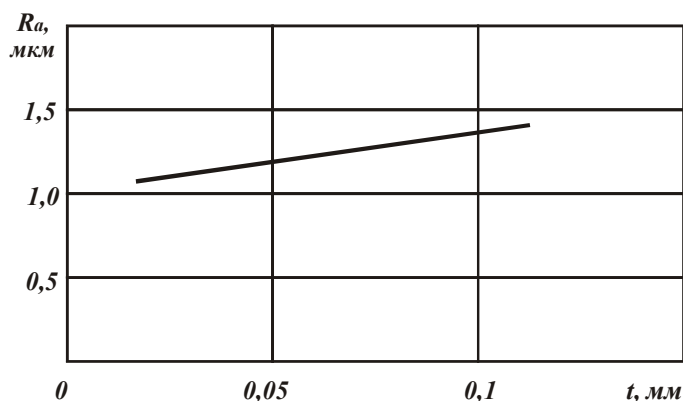


Рис.5. Зависимость параметра шероховатости обработки R_a от глубины шлифования t : условия обработки – алмазный круг 1А1 400х25х6х203 АС6 200/160 М1-01 4; $V_{дет} = 15$ м/мин; $S_{нон} = 0,02$ мм/ход; $V_{кр} = 30$ м/с.

На рис. 5 приведены графики изменения параметра шероховатости обработки R_a в зависимости от глубины шлифования t . Параметр R_a мало изменяется с изменением t , хотя тенденция его увеличения с увеличением t наблюдается. Следует обратить внимание на то, что в процессе шлифования достигаются достаточно большие значения R_a . Это связано с эффектом электроэрозионной правки, обеспечивающей значительное выступание зерен над уровнем связки. При абразивном шлифовании параметр шероховатости R_a , как установлено экспериментально, несколько меньше и составляет 0,8-1,1 мкм. Однако, после абразивного шлифования обработанная поверхность характеризуется более низкой точностью (плоскостностью) в связи с интенсивным износом абразивного круга и изменением геометрических параметров его рабочей части его времени. Размерная стойкость алмазного круга на металлической связке гораздо выше, чем абразивного круга, что делает перспективным переход на алмазную обработку.

Проводились экспериментальные исследования алмазного плоского шлифования торцовых поверхностей колец из композиции «твердый сплав «Релит»- нержавеющая сталь». Соотношение площадей твердого сплава «Релит» и стали – 1: 3,7. В этих условиях алмазный круг на металлической связке М2-01 через несколько минут работы терял режущую способность даже при использовании непрерывной электроэрозионной правки работал довольно стабильно, хотя наблюдалось засаливание круга стальной стружки. Это требовало дополнительно периодической электроэрозионной правки, используя в качестве электродов образцы из менее прочной стали 45. В данном случае производительность обработки была несколько меньше, чем при шлифовании твердого сплава «Релит» (без стали). Однако больше, чем при обычном абразивном шлифовании.

Таким образом, на основе проведенных исследований доказана перспективность шлифования рабочих поверхностей торцовых уплотнений из твердого сплава “Релит” с применением алмазных кругов диаметром 400 мм на металлической связке М1-01 и периодической электроэрозионной правки.

Как известно, стоимость алмазного круга многократно превышает стоимость абразивного круга. Поэтому окончательно об эффективности применения алмазного шлифования взамен абразивного можно будет судить после расчета и анализа себестоимости обработки двух сравниваемых вариантов. В связи с этим, в дальнейших исследованиях важно определить экономически обоснованные условия обработки, при которых эффективно применение алмазных кругов на операции чернового плоского шлифования торцовых уплотнений из твердого сплава “Релит”.

Список литературы

1. Синтетические алмазы в машиностроении/ Под ред. В.Н. Бакуля. – К.: Наук. думка, 1976. – 352 с.
2. Семко М.Ф., Грабченко А.И., Раб А.Ф. и др. Основы алмазного шлифования. – К.: Техника, 1978. – 192 с.
3. Рыбицкий В.А. Алмазное шлифование твердых сплавов. – К.: Наук. думка, 1980. – 223 с.
4. Захаренко И.П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента. – К.: Наук. думка, 1981. – 300 с.
5. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования. – Автореф. дис. ...докт. техн. наук. – Одесса, 1995. – 36 с.
6. Беззубенко Н.К. К вопросу выбора режима работы режущих зерен при алмазно-искровом шлифовании. – Резание и инструмент, 1979, вып. 22. – С. 3-6.
7. Грабченко А.И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования. – Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.
8. Ткаченко В.П. Особенности технологии изготовления и эффективность применения торцовых уплотнений с релитовыми парами трения.- Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. “Підвищення надійності відновлюємих деталей машин. Фізичні та комп’ютерні технології”.- Харків: ХДТУСГ, 2002.-Вип. 10.-с.231-236.
9. Ткаченко В.П. Условия уменьшения силовой напряженности процесса алмазного шлифования.- Труды Одесского политехнического университета.- Одесса, 2001.- Вып.5.- С.92-95.
10. Новиков Ф.В., Ткаченко В.П. Условия повышения производительности процесса алмазного шлифования.- Вісник Національно-

го технічного університету “Харківський політехнічний інститут”: Збірка наукових праць. Тематичний випуск 11: Технічний прогрес та ефективність виробництва.- Харків: НТУ “ХПІ”, 2001. – С.131-136.

Анотація

Експериментальні дослідження алмазного шліфування торцевих поверхонь релітових ущільнень

У роботі приведені результати експериментальних досліджень продуктивності і якості обробки при алмазному шліфуванні торцевих поверхонь релітових ущільнень, у тому числі з застосуванням електроерозійного виправлення алмазних кіл на металевих зв'язуваннях.

Abstract

Experimental researches of diamond grinding of end surfaces of seals from hard alloy

In activity the outcomes of experimental researches of productivity and quality of processing are adduced at diamond grinding of end surfaces of seals from hard alloy, including with applying of electroerosive editing of diamond circles on metallical flow bundles.

О МЕХАНИЗМЕ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ РЕЗАНИИ МАТЕРИАЛОВ

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

В работе приведены теоретические решения, посвященные исследованию закономерностей механики стружкообразования и расчету основных параметров силовой напряженности процесса резания материалов. Приведены уточненные решения, учитывающие действие на передней поверхности инструмента распределенной нагрузки, возникающей от контакта с образующейся стружкой.

В научно-технической литературе проблеме механики резания материалов уделено меньше внимания, чем проблеме теплофизики резания. Это связано с тем, что в процессе резания два взаимодействующих тела (инструмент и обрабатываемая деталь) в большей степени подвержены тепловому фактору. Так, ресурс работы инструмента определяется его стойкостью, а эксплуатационные свойства обработанной детали – качеством поверхностного слоя материала (наличием прижогов, микротрещин теплового происхождения и т.д.). Вместе с тем, процесс резания – механический вид обработки, основанный на механическом разрушении поверхностного слоя материала. Следовательно, первичным фактором в нем является силовой, а вторичным – тепловой. Это требует более глубокого изучения механики процесса резания материалов и выработки новых подходов к управлению процессом.

Научную основу механики резания составляют труды наших ученых проф. Тиме И.А. "Сопротивление металлов и дерева резанию" (1870 г.) и проф. Зворыкина К.А. "Работа и усилие, необходимое для отделения металлической стружки" (1893 г.). В них даны основные научные термины механики резания и предложены первые теоретические подходы к расчету параметров силовой напряженности процесса резания, не утратившие своей значимости и в настоящее время. К сожалению, современный уровень развития механики резания недалеко ушел от теоретических решений, полученных проф. Тиме И.А. и Зворыкиным К.А. Мы по-прежнему пользуемся известной формулой проф. Зворыкина К.А. для расчета угла сдвига материала при резании, хотя ее автор более 100 лет назад отмечал, что формула является весьма приближенной и требует уточнения. Однако все попытки совершенствования этой "центральной формулы" механики резания особого успеха не принесли. До настоящего времени так и оста-

лась непонятной причина существенного расхождения расчетных и экспериментальных значений угла сдвига и соответственно других параметров силовой напряженности процесса резания.

В настоящей статье приведены результаты теоретических исследований механики процесса резания, которые позволяют приблизить расчетные и экспериментальные значения основных параметров силовой напряженности процесса резания и дополняют результаты наших исследований, опубликованных в работах [1, 2, 3 и др.].

Исходя из упрощенной расчетной схемы процесса резания, предложенной проф. Зворыкиным К.А., нами получены следующие аналитические зависимости для определения радиальной P_y и тангенциальной, P_z составляющих силы резания, условного напряжения резания σ и угла сдвига материала β :

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg} 2\beta \cdot \operatorname{tg} \beta}, \quad (1)$$

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg} \beta}, \quad (2)$$

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg} \beta}, \quad (3)$$

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}, \quad (4)$$

где a , b - толщина и ширина среза, м; $\tau_{сдв}$ - предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, Н/м²; γ - передний угол инструмента; ψ - угол трения на передней поверхности инструмента, $\operatorname{tg} \psi = f$ - коэффициент трения.

Как видим, параметры P_y , P_z , σ вполне однозначно зависят от угла сдвига материала β . Чем больше β , тем меньше P_y , P_z , σ и эффективнее процесс резания.

Рассмотрим физическую сущность условного напряжения резания σ . Как отмечалось выше, если тангенциальную составляющую силы резания P_z разделить на площадь поперечного сечения среза $S = a \cdot b$ (при резании резцом с передним углом $\gamma = 0^\circ$), то получим условную величину, названную в теории резания и шлифования условным напряжением резания σ . Если же силу P_z разделить на фактическую площадь контакта стружки с передней поверхностью инструмента $S_1 = l \cdot b$, то получим реальную величину распределенной нагрузки (давления) q , которая не может превышать значения твердости обрабатываемого материала по Виккерсу HV (в пределе $q = HV$). Здесь l - длина контакта стружки с перед-

ней поверхностью инструмента; a, b - толщина и ширина среза.

Тогда с учетом зависимости (2), получим

$$\frac{l}{a} = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{q} \cdot \frac{1}{\operatorname{tg}\beta} \quad (5)$$

Соотношение l/a тем больше, чем меньше угол сдвига β . При изменении β в пределах $45^\circ \dots 6^\circ$ (или $\operatorname{tg}\beta = 1 \dots 0,1$) соотношение l/a увеличится в 10 раз. Если принять $\frac{\tau_{сдв}}{q} \approx \frac{\tau_{сдв}}{HV}$, то для сталей $\frac{\tau_{сдв}}{HV} = 0,16$. Следовательно, при $\beta = 45^\circ$ соотношение $\frac{l}{a} \approx 0,3$; при $\beta = 6^\circ$ имеем $\frac{l}{a} = 3$.

Разрешим (5) относительно β :

$$\operatorname{tg}\beta = 2 \cdot \frac{\tau_{сдв}}{q} \cdot \frac{a}{l} \quad (6)$$

В результате получена зависимость, позволяющая рассчитать угол сдвига материала β на основе известных соотношений $\frac{\tau_{сдв}}{q}$ и $\frac{a}{l}$. Угол

сдвига β тем больше, чем меньше соотношение $\frac{l}{a}$ и $\frac{q}{\tau_{сдв}}$. Принимая для

сталей $q = HV$; $\frac{HV}{\tau_{сдв}} = 6$; $\frac{l}{a} = 1$, получим $\beta \approx 18^\circ$.

При $\frac{l}{a} = 6$ (что имеет место на практике) угол сдвига равен $\beta = 3,5^\circ$.

Таким образом показано, что угол сдвига β может быть рассчитан как на основе зависимости (4), так и на основе зависимости (6). Несмотря на то, что эти зависимости включают различные по природе параметры, они получены с единых позиций. Первичной следует рассматривать зависимость (4), вторичной - зависимость (6). Из условия $\sigma \cdot a = q \cdot l$, имеем

$$\sigma = \frac{l}{a} \cdot q = \frac{l}{a} \cdot HV \quad (7)$$

Условное напряжение резания σ зависит от соотношения l/a и твердости обрабатываемого материала HV . При $l = a$ справедливо $\sigma = HV$, при $l < a - \sigma < HV$, при $l > a - \sigma > HV$.

С учетом известного соотношения для сталей $HV \approx 3 \cdot \sigma_{сж}$, зависимость (7) опишется

$$\sigma = 3 \cdot \frac{l}{a} \cdot \sigma_{сж} \quad (8)$$

Как показано выше (на основе экспериментальных данных), условное напряжение резания σ изменяется в среднем в пределах $(1 \dots 8) \sigma_{сж}$.

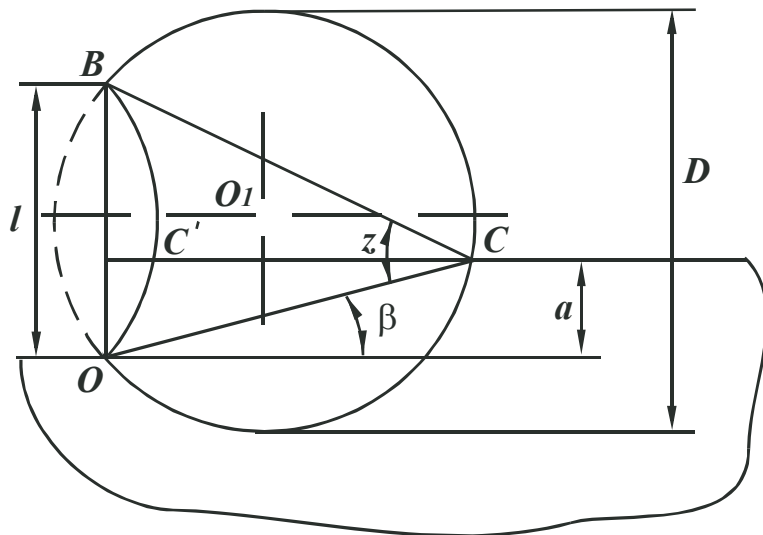


Рис.1. Положение линии одинаковых значений τ / q при резании материала ($l > a$).

Следовательно, соотношение l/a может принимать значения 1...2,5, исходя из зависимости (8).

Рассмотрим уточненную расчетную схему, учитывающую действие на передней поверхности инструмента распределенной нагрузки интенсивностью q , возникающей от контакта с образующей стружкой длиной l .

В нашей работе [3]

приведена расчетная зависимость для расчета угла сдвига β (рис.1)

$$tg\beta = \frac{1}{\left[\sqrt{\frac{1}{4} \cdot \left[\left(\frac{q}{\tau} \right)^2 - 1 \right] \cdot \left(\frac{l}{a} \right)^2 + \frac{l}{a} - 1} + \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\left(\frac{q}{\tau} \right)^2 - 1} \cdot \frac{l}{a} \right]}. \quad (9)$$

Угол β уменьшается с увеличением соотношений l/a и уменьшением q/τ .

При $l = a$ (что имеет место в момент врезания инструмента в металл) угол β определяется

$$tg\beta = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{q}{\tau} \right)^2 - 1}}. \quad (10)$$

Угол β тем меньше, чем больше соотношение q/τ . Рассматривая для сталей в пределе $\frac{\tau}{q} \rightarrow \frac{\tau_{сдв}}{HV} = 0,16$, имеем, $\beta \approx 10^\circ$.

При $l < a$ (при резании относительно хрупких материалов, когда стружка не образуется) при определенных условиях знаменатель зависимости (9) становится равным нулю, $\beta \rightarrow 90^\circ$, $tg\beta \rightarrow \infty$, т.е. создаются благоприятные условия для разрушения хрупкого обрабатываемого материала.

При $l > a$ (при обработке пластичных материалов, когда образуется длинная сливная стружка), исходя из зависимости (9), наибольшие значения угла сдвига β достигаются при $q/\tau = 1$:

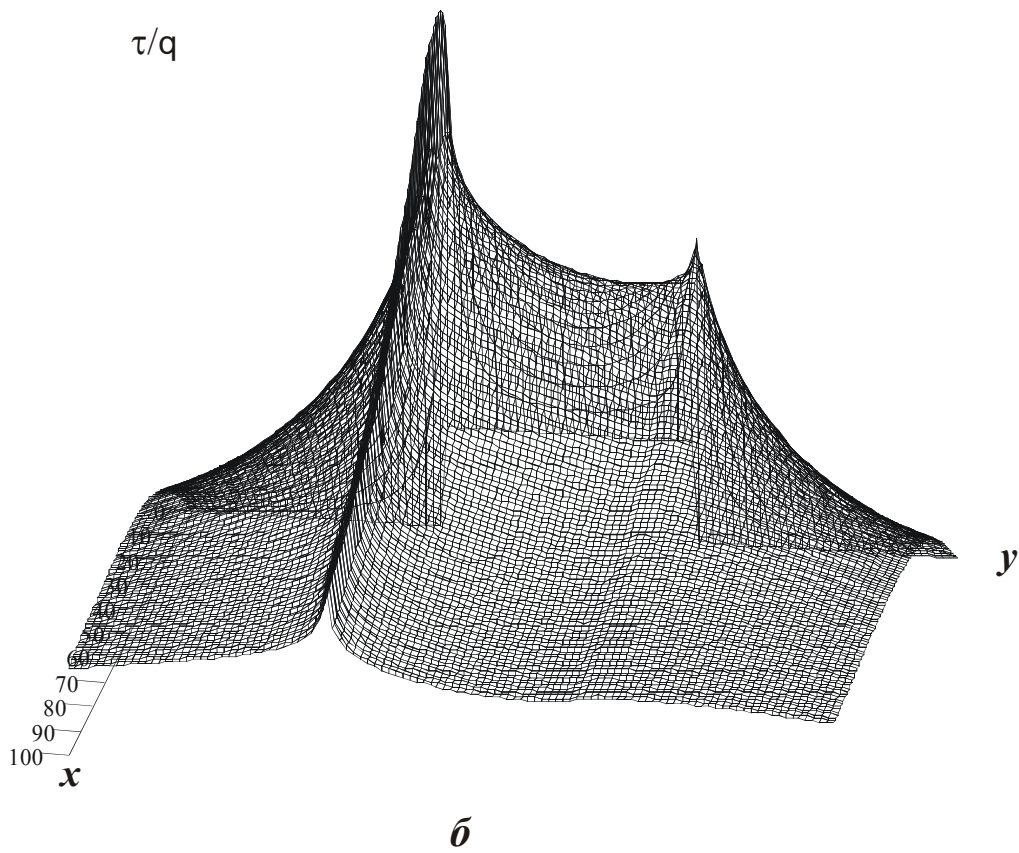
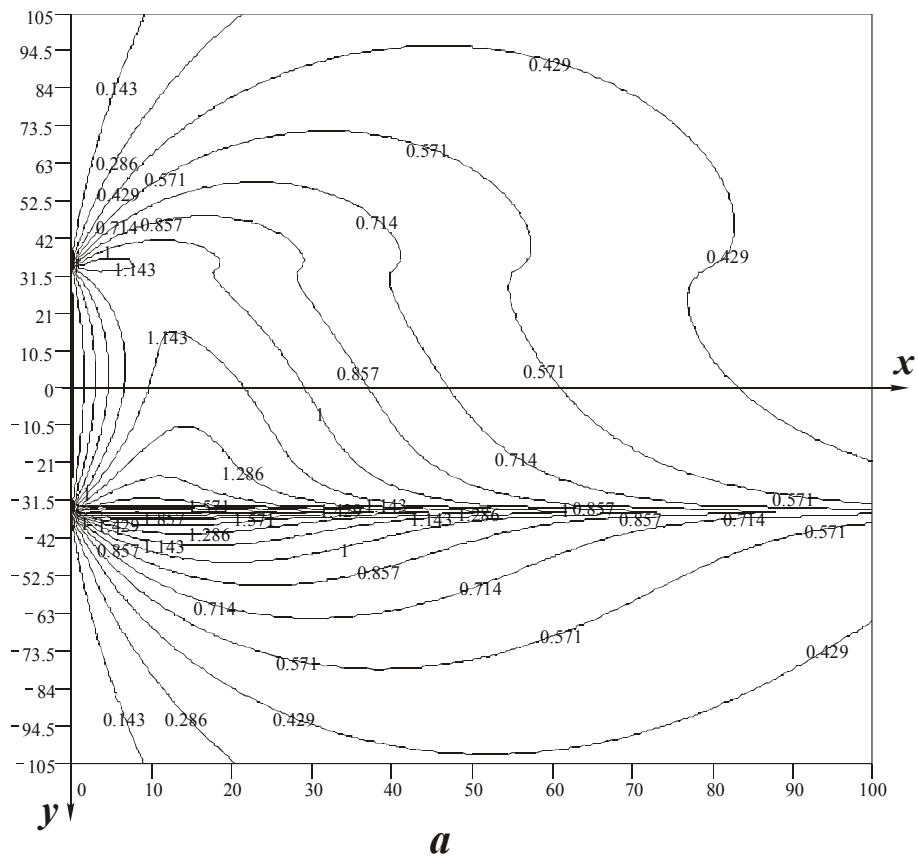


Рис.1.23. Положения линий одинаковых значений функции τ/q (а) и пространственное изображение функции τ/q (б).

$$tg\beta = \frac{1}{\sqrt{\frac{l}{a}-1}} \quad (11)$$

Сравним значения угла сдвига β , рассчитанные по зависимости (11) и аналогичной зависимости (6) при $q/\tau_{сдв}=1$, табл. 1

Таблица 1

Расчетные значения угла β (в градусах)

l/a	2	3	4	5	6
Зависимость (11)	45	35	30	27	24
Зависимость (6)	45	34	27	22	18

Как видим, рассчитанные по двум зависимостям значения угла сдвига β близки и превышают известные экспериментально установленные значения. Это указывает на то, что в установившемся процессе резания реализуется условие $q/\tau > 1$. В этом случае, согласно зависимости (9), угол сдвига β уменьшится. Для $q/\tau > 1$ зависимость (9) может быть упрощена

$$tg\beta = \frac{\tau}{q} \cdot \frac{a}{l}. \quad (12)$$

Сравнивая зависимости (12) и (6), видим, что они отличаются лишь коэффициентом 2, т.е. зависимость (12) приводит к меньшим значениям угла сдвига β .

Таким образом, предложенный подход к расчету угла сдвига β , основанный на учете распределенной нагрузки от контакта инструмента с обрабатываемым материалом, позволяет уточнить упрощенные зависимости (4) и (6) и приблизить расчетные и экспериментальные значения β . Предложенный подход, по сути, раскрывает механизм образования сливной стружки при обработке пластичных материалов.

Произведение $l \cdot q$, входящее в зависимость (11), равно тангенциальной составляющей силы резания P_z , приходящейся на единицу ширины среза. Тогда с учетом $\tau = \tau_{сдв}$, получим

$$P_z = \frac{a \cdot \tau_{сдв}}{tg\beta}. \quad (13)$$

Условное напряжение резания $\sigma = \frac{P_z}{a}$ равно

$$\sigma = \frac{\tau_{сдв}}{tg\beta} \approx \frac{\sigma_{сж}}{2 \cdot tg\beta}. \quad (14)$$

Значения σ , рассчитанные по зависимостям (14), меньше аналогичных значений σ , рассчитанных по зависимости (3), в два раза. Это при-

ближает расчетные значения σ к экспериментальным. Например, рассчитанные по зависимости (3) значения σ для пластичных материалов (сталей) составляют $\sigma = (2...8) \cdot \sigma_{сж}$, а рассчитанные по зависимости (14) - $\sigma = (1...4) \cdot \sigma_{сж}$. Учитывая известное соотношение $\sigma_{сж} \approx (2...3) \cdot HV$, можно полагать, что условное напряжение резания σ приблизительно равно твердости обрабатываемого материала. Следовательно, зависимость (14) более достоверно отражает закономерности процесса резания.

В работе [4] также отмечается, что условное напряжение резания σ в среднем в 2,5 раза превышает предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, что хорошо согласуется с данными, полученными на основе зависимости (14).

На рис. 2 приведены рассчитанные поля напряжений τ/q , возникающие в зоне стружкообразования при резании, с учетом трения на передней поверхности инструмента.

Как видим, при $f > 0$ окружности одинаковых значений τ/q трансформируются в более сложные кривые, вытянутые вдоль горизонтальной линии (линии среза материала). В результате увеличивается расстояние от точки О до точки пересечения линии одинакового значения τ/q с горизонтальной линией, определяющей толщину среза a , т.е. до точки С. А это ведет к уменьшению угла сдвига β . Причем, расчетами установлено, что чем больше коэффициент трения f , тем “сильнее” линии одинаковых значений τ/q вытягиваются вдоль горизонтальной прямой и тем меньше угол сдвига β .

Таким образом, не прибегая к численным расчетам, из анализа приведенных рисунков можно сделать вывод об уменьшении угла сдвига β с увеличением коэффициента трения f на передней поверхности инструмента. Данная закономерность в большей степени проявляется с увеличением отношения $l/a > 1$. При $l/a = 1$ угол сдвига β с изменением коэффициента трения f изменится несущественно, т.к. выше уровня $l/a = 1$ линии одинаковых значений остаются практически неизменными (имеют вид окружности).

Приведенные результаты получены для нулевого переднего угла инструмента ($\gamma = 0$). При положительном переднем угле $\gamma > 0$ решение останется прежним. Изменится лишь положение передней поверхности инструмента, что эквивалентно “повороту” поля напряжений относительно начала координат на угол γ (против часовой стрелки). При отрицательном переднем угле инструмента $\gamma < 0$ поле напряжений необходимо “повернуть” относительно начала координат по часовой стрелке на угол γ .

Тогда в первом случае ($\gamma > 0$) прямая линия наибольших напряжений будет расположена под углом γ к горизонтальной линии (линии среза материала) и будет пересекать горизонтальную линию, определяющую положение обрабатываемой поверхности. Угол сдвига β может быть больше (меньше) или равняться переднему углу инструмента γ . В этом случае ха-

рактер положения линии одинаковых значений τ/q хорошо согласуется с известными экспериментальными данными, определяющими сдвиговые деформации при резании. Полученное теоретическое решение раскрывает природу “веерообразного” положения линий (поверхностей) сдвига материала которая установлена экспериментально и описана в научно-технической литературе по механике резания материалов.

Таким образом, полученные решения позволяют уточнить известные решения по механике резания. В дальнейших исследованиях важно произвести дополнительно экспериментальную оценку полученных теоретических решений для выработки практических рекомендаций.

Список литературы

1. Новиков Г.В. Напряженное состояние при механической обработке металлов.- Вісник Інженерної Академії України.- Київ, вип. 3 (частина 1), 2001.- С. 239-243.
2. Теоретические основы резания и шлифования материалов /А.В.Якимов, Ф.В.Новиков, Г.В.Новиков, Б.С.Серов, А.А.Якимов – Одесса, ОГПУ, 1999.- 450 с.
3. Якимов А.В., Новиков Г.В. Расчет угла сдвига при резании материалов.- Труды Одесского политехнического университета.- Одесса, 2001.-Вып.5.- С.8-12.
4. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов.- М.: Машиностроение, 1975.- 344 с.

Анотація

Про механізм утворення стружки при різанні матеріалів

У роботі приведені теоретичні рішення, присвячені дослідженню закономірностей механіки утворення стружки і розрахункові основних параметрів силової напруженості процесу різання матеріалів. Приведено уточнені рішення, що враховують дію на передній поверхні інструмента розподіленого навантаження, що виникає від контакту зі стружкою, що утвориться.

Abstract

About the gear of formation of a swaft at cutting of materials

In activity the idealized solutions dedicated research of legitimacies of mechanics of formation of a swaft and calculation of main specifications of power tension of process of cutting of materials are adduced the updated solutions which are taking into account operating on a forward surface of the tool of spread load, arising from a contact to a generatrix swaft are adduced.

СТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТОВ МНОГОШПИНДЕЛЬНЫХ ГОЛОВОК

Карпусь В.Е., докт. техн. наук, Граница В.А.
(НТУ «ХПИ», ГП ХМЗ «ФЭД»)

Рассмотрена взаимосвязь между оптимальной стойкостью инструментов многошпиндельных головок и их числом, а также другими параметрами обработки.

Многоинструментная обработка является эффективным способом повышения производительности и интенсивности формообразования в результате параллельной концентрации технологических переходов. На сверлильных и многоцелевых сверлильно-фрезерно-расточных станках для одновременной обработки (сверления, зенкерования, развертывания, нарезания резьбы) нескольких отверстий в одной заготовке применяют многошпиндельные головки (МГ), которые подразделяются на специальные (непереналаживаемые) и универсальные (переналаживаемые и гибкие). Неperеналаживаемые МГ применяют при обработке крупных серий заготовок деталей одного типоразмера, а универсальные – в среднесерийном производстве. Причем, в непереналаживаемых МГ положение шпинделей изменяется в соответствии с расположением отверстий в деталях вручную, а в гибких - автоматически.

В непереналаживаемых МГ обработка может осуществляться разными режущими инструментами, в соответствии с конструкцией обрабатываемой детали, поэтому частоты вращения рабочих шпинделей, а следовательно и передаточные числа, представляющие собой отношение числа оборотов режущего инструмента к числу оборотов шпинделя станка, определяются для каждого рабочего шпинделя отдельно. В универсальных МГ, применяющихся для обработки широкой номенклатуры деталей, частоты вращения рабочих шпинделей целесообразно принимать одинаковыми, а передаточные числа равными 1, то есть параметры режущих инструментов не должны существенно отличаться.

Число рабочих шпинделей в универсальных МГ невелико и ограничивается ее габаритами, предельно допустимой осевой силой подачи и мощностью станка. Так, Ивановским станкостроительным производственным объединением для многоцелевых станков мод. ИР320ПМФ4, ИР500МФ4; и ИР800МФ4 были разработаны конструкции универсальных МГ с 2-6 шпинделями [1]. В непереналаживаемых МГ может быть 10-15 и

более шпинделей.

Важной проблемой при этом остается проблема расчета оптимальных условий обработки. Поэтому целью работы является установление взаимосвязи между оптимальной стойкостью инструментов многошпиндельных головок и их числом, а также другими параметрами обработки.

В работе [2] изложена методика выбора оптимальных исходных режимов многоинструментной обработки комплектом стержневых режущих инструментов, соответствующих максимальной интенсивности формообразования и рассчитанных с учетом вероятностного характера процесса обработки с использованием метода золотого сечения. Под комплектом инструментов понимается совокупность режущих инструментов, взаимосвязанных не только кинематически, но и структурно, выполняющих общую технологическую задачу по обработке детали. В такой постановке решается проблема оптимизации исходных режимов многоинструментной обработки на многопозиционных агрегатных станках и автоматических линиях из агрегатных станков, где число взаимосвязанных инструментов достигает 100-200 штук.

Исходя из этих же теоретических предпосылок, нами получена расчетная формула для определения оптимальной стойкости однотипных режущих инструментов МГ, что существенно снижает трудоемкость расчета режимов многоинструментной обработки. В дальнейших расчетах используется стойкостная зависимость, предложенная М.И. Клушиным [3], как наиболее удобная для решения задач оптимизации, так как она автоматически описывает переход от обычной степенной зависимости в зоне высоких скоростей резания к предельному значению стойкости при низких скоростях резания, характерных для многоинструментной обработки.

$$V = \frac{C_v}{X^v} \left[\frac{100 \cdot (T_{\text{ГПР}} - T)}{T \cdot (T_{\text{ГПР}} - 100)} \right]^{1/\mu},$$

где $T_{\text{ГПР}}$ - предельное значение стойкости, которое не может быть увеличено за счет снижения скорости резания, мин; C_v - коэффициент, учитывающий условия резания; v, μ - показатели степени; X - характеристика резания.

Например, для сверления

$$X = S_o \cdot \left(\frac{2,5 + 0,5}{d + p} \right) + 0,02, \quad (1)$$

где d - диаметр обработки, мм; S_o - подача, мм/об; p - параметр, зависящий от обрабатываемого материала.

Используя формулу $n = 1000V / \pi \cdot d$, получим

$$n = \frac{1000 \cdot C_v}{\pi \cdot d \cdot x^v} \left[\frac{100 \cdot (T_{\text{ПП}} - T)}{T \cdot (T_{\text{ПП}} - 100)} \right]^{1/\mu} \quad (2)$$

Допустимую подачу сверла можно рассчитать по формуле

$$S_o = K_{es} \cdot C_s \cdot d^{0,6}, \quad (3)$$

где K_{es} - коэффициент, учитывающий соотношение между диаметром и длиной обработки; C_s - коэффициент, учитывающий вид обработки и обрабатываемый материал.

Целевая функция, комплексно учитывающая влияние стойкости комплекта инструментов на технологическую интенсивность формообразования и затраты времени на их смену, имеет следующий вид:

$$W_k = \sum_{i=1}^{N_k} n_i \cdot S_{oi} / \left(1 + \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} / T \right), \quad (4)$$

где n_i, S_{oi} - элементы режима резания i -ым инструментом; N_k - число инструментов в комплекте, шт; t_{ci} - среднее время смены i -го инструмента, мин; T - период стойкости комплекта режущих инструментов, мин.

В работе [2] установлено, что оптимальная стойкость режущих инструментов, входящих в один комплект и соответствующая максимальной интенсивности формообразования комплектом инструментов, не зависит от параметров обработки, а определяется материалом режущей части инструмента, временем смены одного инструмента и числом инструментов в комплекте. Этот вывод и позволяет ввести понятие стойкости комплекта режущих инструментов, так как влияющие факторы являются общими для всех инструментов комплекта.

Произведем подстановку (1), (2), (3) в (4) и выделим постоянные составляющие для упрощения выражения.

$$W_k = \frac{1000 \cdot C_v \cdot K_{es} \cdot C_s \cdot [100 \cdot (T_{\text{ПП}} - T) / T \cdot (T_{\text{ПП}} - 100)]^{1/\mu}}{\pi \cdot d^{0,4} \cdot \left[K_{es} \cdot C_s \cdot d^{0,6} \cdot \left(\frac{2,5}{d+p} + 0,5 \right) + 0,02 \right]^v \cdot \left(1 + \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} / T \right)} \quad (5)$$

Введем обозначение постоянной части

$$A = \frac{1000 \cdot C_v \cdot K_{es} \cdot C_s \cdot [100 / (T_{\text{ПП}} - 100)]^{1/\mu}}{\pi \cdot d^{0,4} \cdot \left[K_{es} \cdot C_s \cdot d^{0,6} \left(\frac{2,5}{d+p} + 0,5 \right) + 0,02 \right]^v} \quad (6)$$

После подстановки (6) в (5) и дифференцирования, получим

$$\begin{aligned}
W_k' &= [A \cdot (T_{\text{ПП}}/T - 1)^{1/\mu} / \left(1 + \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} / T\right)]' = A \cdot [(T_{\text{ПП}}/T - 1)^{1/\mu} \cdot \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} / T^2 - \\
&- (T_{\text{ПП}}/T - 1)^{1/\mu - 1} \cdot \left(1 + \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} / T\right) \cdot T_{\text{ПП}}/T \cdot \mu] / \left(1 + \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} / T\right)^2 = A \cdot \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} \times \\
&\times (T_{\text{ПП}}/T - 1)^{1/\mu} / \left(1 + \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} / T\right)^2 \cdot T^2 - A \cdot T_{\text{ПП}} \cdot (T_{\text{ПП}}/T - 1)^{1/\mu} / \mu \cdot T^2 \times \\
&\times (T_{\text{ПП}}/T - 1) \cdot \left(1 + \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} / T\right) = A \cdot (T_{\text{ПП}}/T - 1)^{1/\mu} \cdot \left[\sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} / \left(1 + \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} / T\right) - \right. \\
&\quad \left. - T_{\text{ПП}}/\mu \times (T_{\text{ПП}}/T - 1)\right] / T^2 \cdot \left(1 + \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} / T\right).
\end{aligned}$$

Приравняв это выражение нулю, после преобразования получим

$$\sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} \cdot \mu \cdot (T_{\text{ПП}}/T - 1) - \left(1 + \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} / T\right) \cdot T_{\text{ПП}} = 0.$$

Отсюда оптимальная стойкость комплекта режущих инструментов

$$T_o = \frac{T_{\text{ПП}} \cdot \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci} \cdot (\mu - 1)}{T_{\text{ПП}} + \mu \cdot \sum_{i=1}^{N_k} t_{ci}}.$$

Полученную зависимость можно использовать в случае, когда все инструменты комплекта однотипные и изготовлены из одинакового материала ($\mu = \text{const}$), а обрабатываемый материал однороден по составу.

Далее выполнены расчеты оптимальной стойкости инструментов и интенсивности формообразования в соответствии с исходными данными, приведенными в табл.1. Результаты расчетов по предлагаемой и существующим методикам приведены в табл.2.

Таблица 1.

Исходные данные для расчетов

Материал детали – сталь $\sigma_g = 1000$ МПа, НВ 241-285					
Режущие инструменты: сверла спиральные из стали Р6М5.					
Время смены одного инструмента – 1 мин.					
Группа отверстий	1	2	3	4	5
Параметр					
d , мм	4	6	10	23	28
l , мм	25	30	17	50	76
Количество отверстий	3	3	3	3	3

Таблица 2.

Результаты расчетов оптимальной стойкости и режимов сверления

Методика	Параметры режима резания	Группа отверстий					Стойкость, мин	Удельная интенсивность формообразования мм/мин
		1	2	3	4	5		
Предложенная	S_o , мм/об n , об/мин	0,09 3938	0,13 2441	0,20 1295	0,33 490	0,37 386	60	192,7
[2]	S_o , мм/об n , об/мин	0,09 3935	0,13 2440	0,20 1294	0,33 490	0,37 386	60	192,6
[3]	S_o , мм/об n , об/мин	0,06 869	0,1 535	0,22 368	0,43 145	0,48 131	250	59,1
[4]	S_o , мм/об n , об/мин	0,07 1168	0,11 668	0,17 518	0,3 232	0,34 194	200	70,7

В работе [5] предложена формула определения стойкости наибольшего выпуска в минутах резания:

$$T_{н.в.г} = (\mu - 1) \cdot \Pi \cdot q \cdot \lambda,$$

где q - число инструментов, размещенных на одной позиции; Π - время

смены и подналадки одного инструмента; λ - коэффициент времени резания. Для рассматриваемых исходных данных $T_{н.в.} = 113$ мин.

На рисунке приведены графики зависимости оптимальной стойкости T_o инструментов от их числа в комплекте, материала обрабатываемой заготовки и режущей части инструментов.

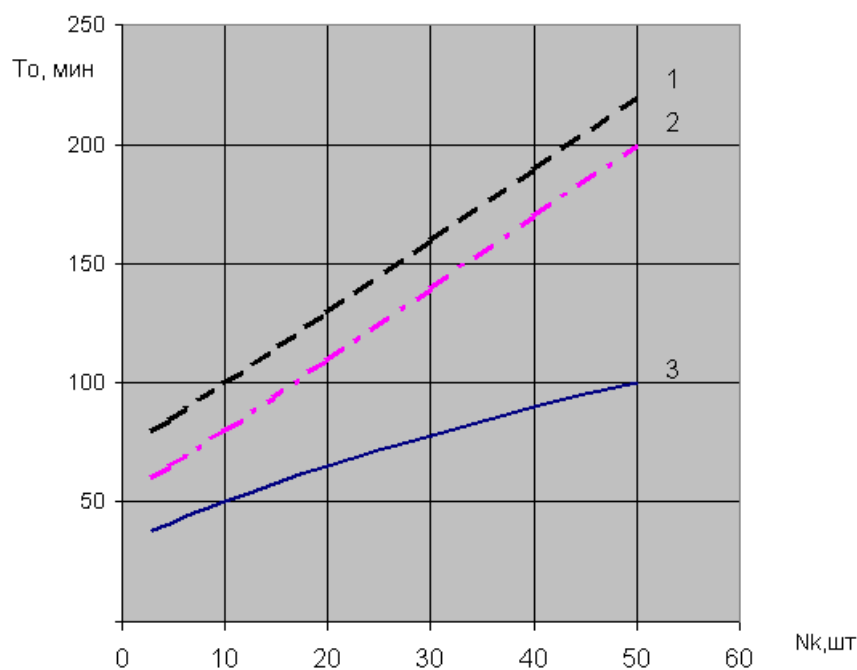


Рисунок. Графики зависимости оптимальной стойкости инструментов от их числа в комплекте: 1 – стальная заготовка и быстрорежущие сверла; 2- чугунная заготовка и быстрорежущие сверла; 3- чугунная заготовка и твердосплавные сверла.

Анализ ре-

зультатов расчетов оптимальной стойкости многоинструментной наладки по различным методикам подтверждает обоснованное преимущество предложенной методики обеспечивающей достижение максимальной интенсивности формообразования.

В дальнейших исследованиях важно на основе предложенных методик провести более полную оптимизацию режимов резания и других условий обработки для различных технологических операций.

Список литературы

1. Кузнецов Ю.И., Маслов А.Р., Байков А.Н. Оснастка для станков с ЧПУ: Справочник М.: Машиностроение, 1990.-512с.
2. Карпусь В.Е. Выбор оптимальных исходных режимов многоинструментной обработки комплектом режущих инструментов//Вестник машиностроения. 2000. № 1. С.42-44.
3. Режимы резания металлов: Справочник/Под. ред. Ю.В. Барановского. – М.: Машиностроение, 1972. –407с.
4. Справочник технолога-машиностроителя: В 2-х т./ Под ред. А.Г.Косиловой и Р.К. Мещерякова. –М.: Машиностроение, 1983.- Т.2.- 496с.
5. Темчин Г.И. Теория и расчет многоинструментных наладок. – М.: Машгиз, 1957. – 556с.

Анотація

Стійкість інструментів багатопиндельних голівок

Розглянутий взаємозв'язок між оптимальною стійкістю інструментів багатопиндельних головок та їх числом та іншими параметрами обробки.

Abstract

Stability of tools of multiple spindle toolheads

Connection between optimal tool life at multiple-tooling machining and tool number in a set as well as between another machining parameters is stated.

СРАВНЕНИЕ РЕЖИМОВ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ

Карпусь В.Е., докт. техн. наук, Абдул Аль Мохсен Али Аламеддин
(НТУ «ХПИ»)

Выполнен анализ методов расчета режимов резания для точения при одно- и многорезцовой обработке.

Уровень производительности и интенсивности формообразования металлорежущего оборудования в значительной степени определяется режимами резания, при расчете которых важное значение имеет физическая зависимость между стойкостью инструмента T , скоростью резания V и подачей S . Длительное время единственным способом описания функциональной связи этих величин были так называемые степенные зависимости типа

$$T = C_T / V^\mu,$$

где C_T - коэффициент, зависящий от свойств обрабатываемого и инструментального материала, вида инструмента, геометрических параметров его режущей части и т.д.; μ - показатель степени, отражающий интенсивность влияния V на T .

На этой зависимости базируются методики, изложенные в справочниках [1], [2].

Предложенная Г.И.Темчиным [3] стойкостная зависимость, учитывает наличие предельного значения стойкости T_{II} , которое не может быть увеличено за счет понижения скорости резания

$$T = C_T / (V^\mu + C_T / T_{II}).$$

В справочнике НИИ-Тавтопрома [4] зависимость T от V задана в табличной форме, причем для стойкости порядка 30-100 мин использованы степенные зависимости, а для более низких скоростей резания внесены

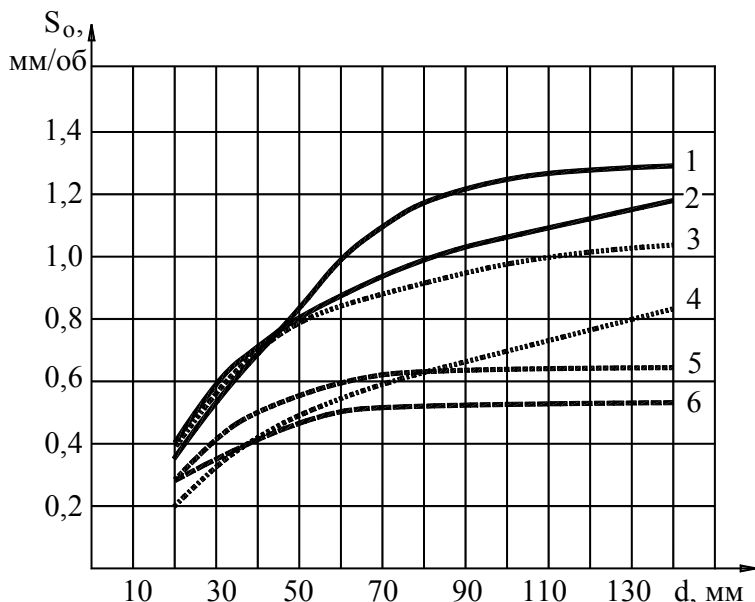


Рис. 1. Графики зависимости $S_0 = f(d)$: 1 - чугун [1]; 2 - сталь [1]; 3 - чугун [2]; 4 - сталь [2]; 5 - сталь [6]; 6 - сталь [4].

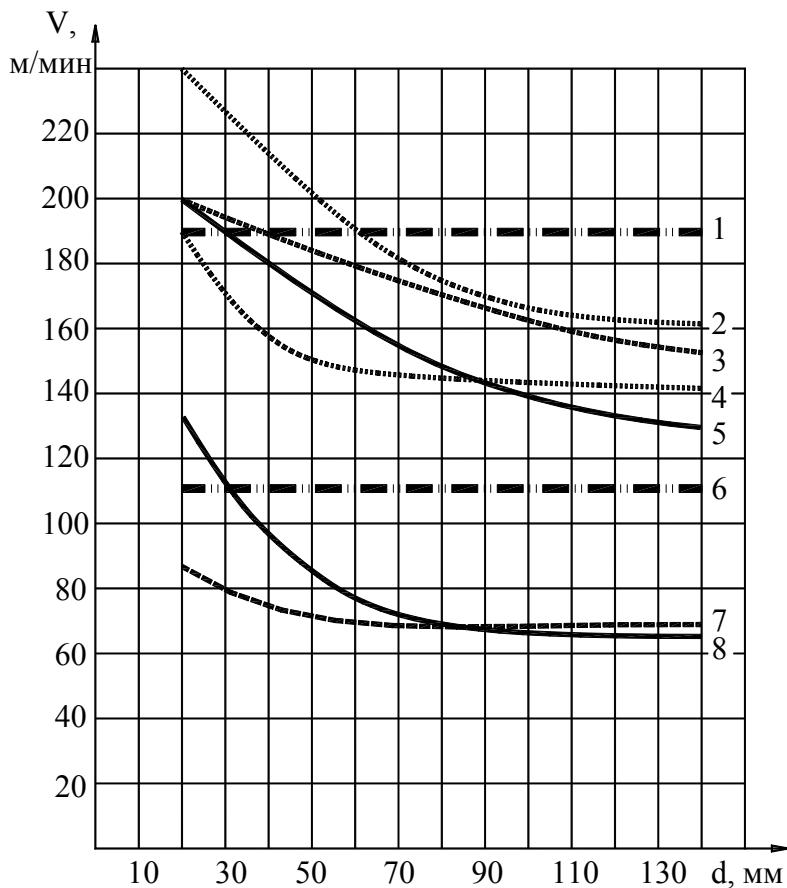


Рис. 2. Графики зависимости $V = f(d)$: 1 – сталь [5]; 2 – сталь [2]; 3 – сталь [6]; 4 – чугун [2]; 5 – сталь [1]; 6 – чугун [5]; 7 – сталь [4]; 8 – чугун [1].

на цель выполнить сравнительный анализ режимов токарной обработки, рассчитанных по методикам справочников [1], [2], [4] и [6], а также с использованием стойкостной зависимости М.И.Клушина приведенной в [5], которая имеет вид:

$$T = 100 \cdot T_{II} \cdot C_V^\mu / [V^\mu \cdot x^{\gamma\mu} (T_{II} - 100) + 100 \cdot C_V^\mu];$$

$$V = C_V \cdot [100 \cdot (T_{II} - T) / T(T_{II} - 100)]^{1/\mu} / x^\gamma; \quad (1)$$

здесь $C_V = C_V' \cdot K_{ИН} \cdot K_q \cdot K_M \cdot K_{СОЖ} \cdot K_{СП} \cdot K_{Ж}$,

где C_V – постоянная обрабатываемого материала соответствующая значению стойкости $T = 100$ мин; $K_{ИН}, K_q, K_M, K_{СОЖ}, K_{СП}, K_{Ж}$ – коэффициенты, учитывающие влияние на скорость резания соответственно режущего материала инструмента; размеров режущего инструмента; обрабатываемого материала; смазочно-охлаждающей среды; состояния поверхности обрабатываемой детали; жесткости технологической системы.

коррективы на основе исследования фактических стойкостей инструментов с учетом T_{II} .

В работе [5] методика оптимизации режимов обработки на металлорежущих станках изложена с использованием зависимости, предложенной М.И.Клушиным, в которую входит обобщенный показатель x , названный характеристикой резания. Для наиболее распространенных случаев обработки приводятся также значения констант.

Как видим, существует большое количество различных подходов к расчету режимов токарной обработки. Поэтому в работе поставле-

На рис. 1 приведены зависимости подачи S_O , а на рис. 2 – скорости резания V от диаметра обработки и материала заготовки (материал режущей части инструмента твердый сплав), полученные по указанным методикам.

Как видим (рис. 2), диаметр обработки не влияет на величину скорости резания определенную по формуле (1), так как в расчете характеристики резания x при точении он не учитывается.

Комплексно оценить влияние параметров режима резания на производительность обработки позволяет показатель технологической интенсивности формообразования

$$W_T = n \cdot S_O,$$

где n – частота вращения обрабатываемой заготовки, об/мин.

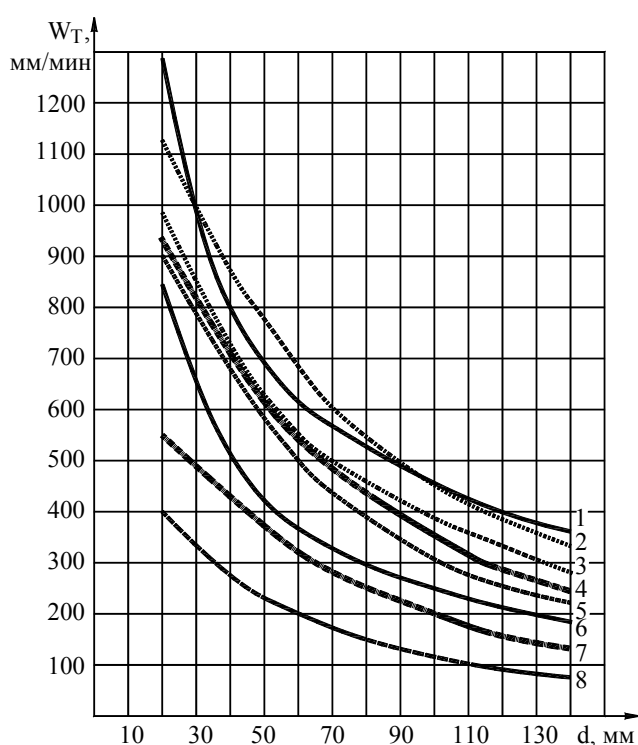


Рис. 3. Графики зависимости $W = f(d)$: 1 – сталь [1]; 2 – чугун [2]; 3 – сталь [2]; 4 – сталь [5]; 5 – сталь [6]; 6 – чугун [1]; 7 – чугун [5]; 8 – чугун [4].

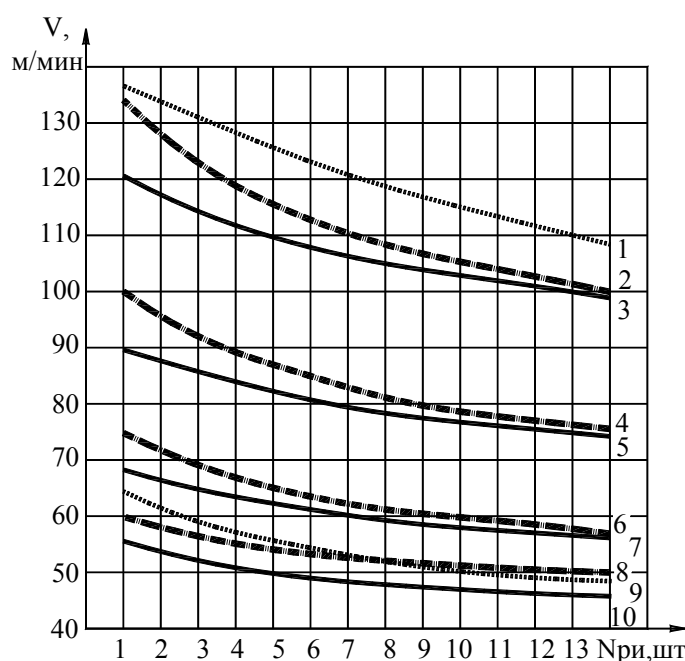


Рис. 4. Графики зависимости скорости резания от числа инструментов в наладке: 1 – чугун, ТС [5]; 2 – сталь, ТС [1]; 3 – сталь, ТС [4]; 4 – сталь, БР [1]; 5 – сталь, БР [5]; 6 – чугун, ТС [1]; 7 – чугун, ТС [4]; 8 – чугун, БР [1]; 9 – сталь, БР [5]; 10 – чугун, БР [4].

Графики, характеризующие влияние условий обработки на технологическую интенсивность формообразования, приведены на рис. 3.

Величина технологической интенсивности формообразования, определенная с использованием зависимости (1) занимает промежуточное положение между результатами расчетов с помощью степенных стойкостных зависимостей и по методикам, учитывающим наличие предельных значений стойкости инструментов.

Можно предположить, что такой подход позволяет обоснованно повысить технологическую интенсивность формообразования как при одноконтурной и многоконтурной обработке по сравнению с методиками [4], [6], которые обычно используются в таких случаях.

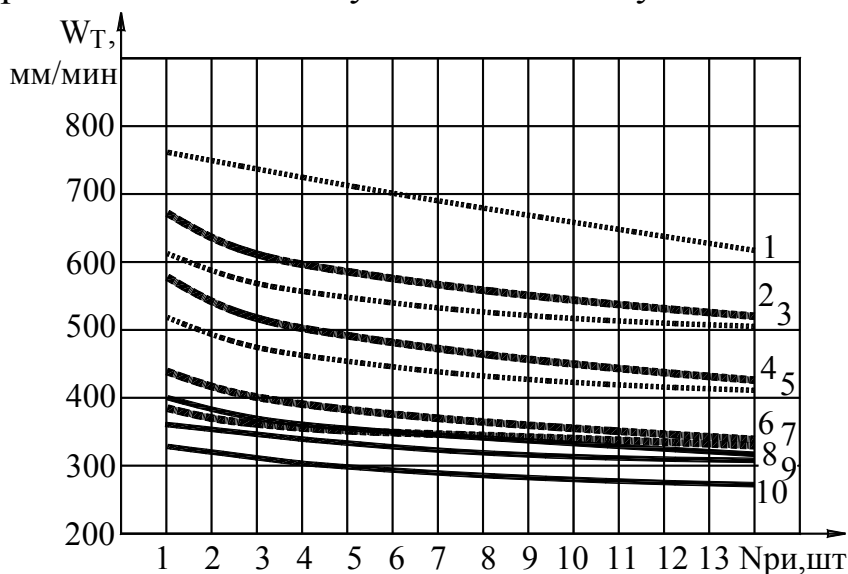


Рис. 5. Графики зависимости технологической интенсивности формообразования от количества инструментов в наладке: 1 – чугун, ТС [5]; 2 – сталь, ТС [1]; 3 – сталь, ТС [5]; 4 – сталь, БР [1]; 5 – сталь, БР [5]; 6 – чугун, ТС [1]; 7 – чугун, ТС [1]; 8 – чугун, ТС [4]; 9 – чугун, БР [4]; 10 – сталь, БР [4].

одновременно возрастает время технического обслуживания станка в связи с многоинструментным характером обработки и снижаются режимы резания. На рис. 4 приведены графики зависимости скорости резания, а на рис. 5 – технологической интенсивности формообразования от числа инструментов в наладке.

Таким образом, сравнительный анализ существующих методик определения режимов токарной обработки подтверждает целесообразность использования стойкостной зависимости (1), обеспечивающей высокую интенсивность формообразования при одно- и многоконтурной обработке.

В дальнейших исследованиях следует провести оптимизационные расчеты режимов резания на основе стойкостной зависимости (1).

Список литературы

1. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т2 /Под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова.-М.: Машиностроение, 1985.- 496 с.
2. Общемашиностроительные нормативы времени и режимов резания для нормирования работ, выполняемых на универсальных и много-

Эффективный путь повышения производительности обработки – концентрация технологических переходов на станке, то есть одновременная обработка режущими инструментами, установленными на одном или нескольких суппортах. При обработке по методу деления длины обработки сокращается длина рабочего хода суппорта и, следовательно, основное время. Однако

- целевых станках с числовым программным управлением. В 2-х ч. Часть II. Нормативы режимов резания. - М.: Экономика, 1990.- 473 с.
3. Темчин Г.И. Теория и расчет многоинструментных наладок. - М.: Машгиз, 1957.- 556 с.
 4. Режимы резания металлов: Справочник / Под ред. Ю. В. Барановского.- М.: Машиностроение, 1972.- 407 с.
 5. Оптимизация режимов обработки на металлорежущих станках / А.М.Гильман, Л.А.Брахман, Д.И.Батищев и др.- М.: Машиностроение, 1972.- 188 с.
 6. Общемашиностроительные нормативы времени и режимов резания на токарно-автоматные работы. Среднесерийное, крупносерийное и массовое производство. - М.: Экономика, 1989.- 299 с.

Анотація

Порівняння режимів токарської обробки

Виконаний аналіз методів розрахунку режимів різання для точіння при одно- та багато різцевій обробці.

Abstract

Matching of modes of turning processing

The analysis of methods of account of conditions of cutting for turning is executed at one and block-type handling.

ФІЗИЧНЕ УЯВЛЕННЯ РУЙНУВАННЯ СКЛОПЛАСТИКІВ ПРИ ЇХ МЕХАНІЧНІЙ ОБРОБЦІ

Хавін Г. Л., канд. техн. наук
(НТУ «ХП»)

Розглянуті фізичні процеси, що мають місце при механічному різанні (руйнуванні поверхневого шару) склопластиків. Використовуючи експериментальні дані сформульовані теоретичні положення при різанні. Ці гіпотези покладені у основу розробленої математичної моделі процесу різання склопластиків на підставі досягнень механіки руйнування.

Полімерні композиційні матеріали (КМ), армовані волокнами або джгутами, можна віднести до класу матеріалів із завданими властивостями у виробках. У якості елементів армування, головним чином, використовують скляні, органічні, борні та вуглецеві волокна. Різноманітні сполучення дають можливість суттєвого виграшу у вазі, міцності, витривалості та інш. На теперішній час механічна обробка є найбільш поширеним технологічним процесом одержання необхідних параметрів виробів. При цьому обробка різанням (точіння, фрезерування, свердлування) носить домінуючий характер. Механіка різання КМ є головна ланка, що визначає деформаційні і контактні процеси у зоні обробки, і також, надає шлях до нових технологічних рішень, що забезпечують високу продуктивність і надійність процесу.

Технологічним особливостям обробки із полімерних КМ присвячена велика кількість експериментальних і теоретичних досліджень, наприклад монографії [1-4]. Усі вони базуються на перенесенні підходів до вибору оптимальних умов різання на процес різання волокнистих полімерних композитів. Однак наявність особливих властивостей матеріалу, крихкість матриці та зв'язуючого, потребують нових підходів, що базуються на застосуванні досягнень механіки руйнування і механіки контактного руйнування.

Розглядаючи різання як процес руйнування, що управляється, можна оцінити вплив різних технологічних факторів, що супроводжують відділення шарів матеріалу від заготовки. Також визначити оптимальні параметри процесу обробки, дати рекомендації для розробки найбільш ефективних засобів різання полімерних композитів і реалізовувати їх за допомогою елементів технологічної системи, управляють формуванням поверхневого шару виробу.

Незважаючи на велику кількість досліджень і при усій повноті пи-

тань, що розглядались при сучасному методичному підході до вивчення закономірностей процесу різання, відсутні дослідження фізичних закономірностей явищ, що мають місце у зоні руйнування. Експериментальні дані в основному дозволили виявити сукупність закономірностей по встановленню силових закономірностей для конкретних матеріалів, виявити режими, що гарантують відсутність прижогів, розлохмачення, висмикування та появу інших дефектів. Однак наявність цих даних не дає можливість їх автоматичного перенесення на нові матеріали з новими фізико-механічними властивостями.

Різання полімерних композитів є процес спрямованого руйнування поверхневого шару. Незважаючи на те, що об'єм руйнуємого матеріалу обмежено, при розгляданні цього процесу, як процесу народження, зростання і злиття мікро тріщин у магістральні тріщини, застосовуються основні положення механіки руйнування [5]. Руйнування композиційних матеріалів (КМ), армованих волокнами або джгутами, є дуже складний процес, що визначається множиною факторів. Місцеве руйнування – механічне різання полімерних композитів, окрема складностей, що присутні макроскопічному руйнуванню матеріалів такого класу, мають специфічні особливості на місцевому рівні.

Для армованих матеріалів типу конструкційних склопластиків, характерна наявність механізмів підвищення опору до руйнування, чим не володіють однорідні гомогенні матеріали. Присутність цих явищ пов'язано з наявністю у КМ великого числа поверхнею розділу (границь наповнювач - зв'язуюче), які можуть служити перешкодою на шляху розвитку тріщини. Причини підвищеного опору руйнуванню слідуючи:

- при проходженні тріщини послідовно з одного шару у другий по поверхні розділу, при наближенні до неї вершини тріщини можуть народжуватися несплошності у вигляді розшарувань і пустот, що переводять початкову тріщину в нове, менш вигідне для її розповсюдження положення;
- поверхні розділу сприяють роботі окремих складових КМ, кожна з яких знаходиться в більш сприятливому напруженому стані. Наприклад, якщо тріщина пересікає декілька шарів наповнювач - зв'язуюче, тоді у цьому випадку при наявності у вершині тріщини поперечної складової достатньо високої інтенсивності, має місце розрив між суміжними шарами. Це приводить до того, що тріщина не буде рухатися далі по матеріалу, а розподілиться на ряд окремих тріщин у межах кожного шару. З точки зору механіки руйнування, якщо шари достатньо малі по товщині, то у кожному з них у вершині тріщини виникає площинно-напружений стан, у той час як у однорідному матеріалі однакової товщини можна бачити стан площинної деформації. Це приводить до того, що для армованих шарових матеріалів підвищується в'язкість руйнування і зменшується швидкість розповсюдження тріщини;

- поверхня розділу служить бар'єром на шляху розповсюдження тріщини.

Наведені факти, що мають місце у природі і можна бачити експериментально, для композиційних склопластиків значать, що при руху тріщини в них мають місце механізми дисипації енергії.

Явища деформації і руйнування при різанні пов'язані з опором матеріалу, що обробляється, впровадженню ріжучого інструменту, що при обробці волокнистих склопластиків приймається абсолютно жорстким. Це обумовлено різницею фізико-механічних властивостей. Численні експериментальні дослідження показали, що при різанні полімерних склопластиків поверхове руйнування має чисто крихкий характер і відбувається

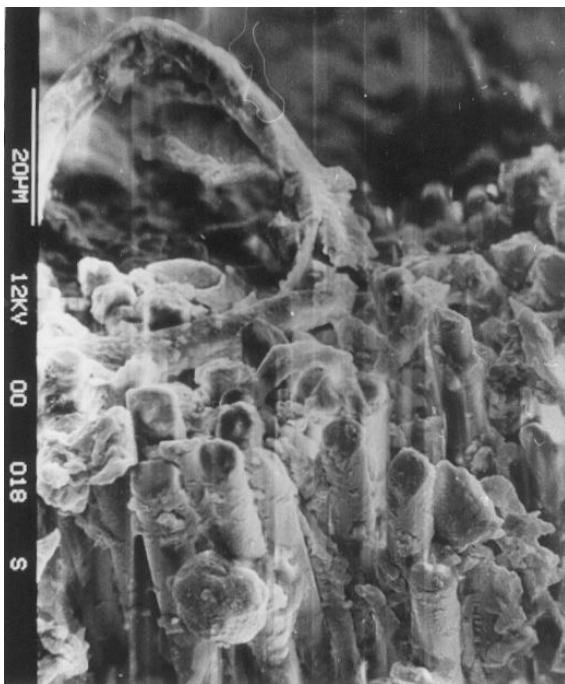


Рис. 1. Оброблена поверхня (різання поперек волокон).

без наявних пластичних деформацій. Незважаючи на те, що об'єм матеріалу, що руйнується, обмежене і сильно неоднорідне при розгляданні процесу різання його можна трактувати як послідовність актів народження, зростання і злиття мікро тріщин у магістральні тріщини.

Таким чином, до руйнування при різанні склопластиків, армованих крихкими волокнами або джгутами, можна застосовувати положення механіки крихкого руйнування. З другого боку місцеве руйнування – локальне механічне різання полімерних композитів, oprіч складностей, що належать

макроскопічному руйнуванню матеріалів такого класу, має ряд специфічних особливостей, що проявляються на місцевому рівні.

Використовуючи матеріали знімання (фотографування) обробленої поверхні волокнистого склопластика, що надані із згоди з автором з роботи [6], сформулюємо декілька положень, що характеризують процес руйнування при контактної взаємодії ріжучого клину і армованого склопластика.

Аналізуючи вид обробленої поверхні, що надано на рис.1 можна зробити вивід про те, що при підрізанні матеріалу склопластика зв'язуюче між волокнами (джгутами) викришується або настільки розтрощується, що механічного опору не оказує. Використовуючи це спостереження можна зробити вивід, що при різанні склопластика його місцевий опір визначається розвитком тріщини в джгутах (волокнах).



Рис. 2. Руйнування джгутів склопластика під кутом.

Другий важливий висновок міститься у тому, що пружне відбиття або поновлення шару обробляє мого матеріалу це є наслідок вдавлювання руйнованих джгутів (волокон) в матрицю. При цьому знос по задній поверхні (риски і смуги зносу) є наслідком наїзду і вдавлювання

гострих і нерівномірно руйнованих по висоті джгуті (волокон) в матрицю.

З аналізу рис. 2 можна сформулювати слідує висновки. Руйнування джгутів (волокон) внаслідок руху магістральної тріщини (макротріщини) завжди має місце під деяким кутом до напрямку армування і носить змішаний характер зсуву-відриву. По усій відомості, можна у якості гіпотези прийняти той факт, що руйнування одного волокна (джгута) у волокнистому склопластику, не наводить за собою негайного розриву сусіднього у той же самій площині поперечного січення.

При розповсюдженні тріщини у КМ має місце, по крайній мірі, два механізми дисипації енергії [7] – висмикування волокон з матриці (зв'язуючого) і руйнування границь розділу. У першому випадку додатковий опір руху тріщини, що розвивається в композиті, виникає внаслідок переборення сил тертя між волокном (джгутом) і зв'язуючим (матрицею). У другому, при руйнуванні зв'язку між ними. Ці механізми, як правило, діють одночасно. На рис. 3 надано вид обробленої поверхні із висмикнутими джгутами. Після руйнування волокна і розтотчення матриці слідує витягання волокна з оболонки матриці. Будь-яка зсувна сила тертя протидіє силі, що прикладена до волокна. Середня робота, що необхідна для висмикування волокна $\bar{W}_{вум}$, довжина забиття якого $0 < l < l_{кр}$, знаходиться за площиною руйнування матриці [5]:

$$\bar{W}_{вум} = (1/l_{вум}) \int_{l=0}^{l=l_{вум}} W_{вум} dl,$$

де l - довжина забиття волокна у матрицю, мм; $l_{вум}$ - довжини висмикнутого волокна, мм; $l_{кр}$ - критична довжина волокна, при якій можливе висмикування; \bar{W} - робота висмикування, Дж.



Рис. 3. Оброблена поверхня з висмикнутими джгутами.

для вуглецевих волокон у епоксидній смолі, $10^3 - 10^4$ Дж/м² для вуглецевих волокон у алюмінії.

У випадку дискретних волокон довжиною $l < l_{кр}$, вони завжди висмикуються з матриці під час руйнування композиту. Якщо $l > l_{кр}$, волокна, кінці яких знаходяться на відстані $l_{кр}/2$ і ближче до поверхні тріщини у матриці, висмикуються. Решта волокон підвернені навантаженню до їх точки розриву і руйнуються. Середня робота, що необхідна для висмикування коротких волокон, і в'язкість руйнування відповідно визначаються співвідношеннями

$$\bar{W}_{вум} = \int_0^{l/2} \pi d \tau l^3 dl / 2 \int_0^{l/2} dl, \quad T_k = \tau l^3 / 6d, \quad l < l_{кр}.$$

Границя обрана $l/2$, а не l , тому що волокно, що пересікає тріщину у матриці, завжди висмикнуто з поверхні руйнування, в якій волокно найменш забите. Коли волокно довше $l_{кр}$, тобто $l > l_{кр}$, висмикується лише доля $l_{кр}/l$ з них, а інші руйнуються у площині матриці.

Таким чином, надане теоретичне пояснення результатів розрахунків, дає можливість зробити наступні висновки:

- для композиційних склопластиків типу крихке волокно – крихка матриця домінуючим у процесі руйнування при різанні є руйнування скловолокна (джгута);
- всі види дисипації енергії, що властиві композиційним склопластикам при руйнуванні за рахунок руху магістральної тріщини, окрім руйнування наповнювача є несуттєві.

Робота виконана в рамках проекту M2305, що фінансується Міністерством освіти і науки України.

В'язкість руйнування

$$T_k = 2\tau l_{вум}^2 / 3d,$$

де T_k - в'язкість руйнування, Дж/м²; τ - дотичне напруження, МПа; d - діаметр волокна, мм.

Величини T_k мають порядок 10^3 Дж/м² для скляних волокон у епоксидному зв'язуючому (смолі), 10^4 Дж/м²

Список літератури

1. Буловский П.И., Петрова Н.А. Механическая обработка стеклопластиков. - Л.: Машиностроение, 1969.- 152 с.
2. Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов. - Л.: Машиностроение, 1987.- 176 с.
3. Штучный Б.П. Обработка резанием пластмасс. - М.: Машиностроение, 1974.- 144 с.
4. Семко М.Ф., Баскаков И.Г., Дрожжин В.И. Механическая обработка пластмасс. -М.: Машиностроение, 1965.- 132 с.
5. Микляев П.Г., Нешпор Г.С., Кудряшов В.Г. Кинетика разрушения. – М.: Металлургия, 1979.- 279 с.
6. Вerezub Н.В. Научные основы высокоэффективных процессов механической обработки полимерных композитов. Автореф. дисс. да соиск. учен. степ. докт. техн. наук. – Харьков, 1995. – 43 с.
7. Механическая обработка волокнистых полимерных композитов / Вerezub Н.В., Тарасюк А.П., Хавин Г.Л., Гетманов А.А. – Харьков: Изд-во ХНАДУ (ХАДИ), 2001. – 180 с.

Аннотация

Физическое представление процесса разрушения стеклопластиков при их механической обработке

Рассмотрены физические процессы, происходящие при механической резании (разрушении поверхностного слоя) стеклопластиков. Используя экспериментальные данные, сформулированы теоретические положения процесса резания. Эти гипотезы положены в основу разработанной математической модели резания стеклопластиков на основе достижений механики разрушения.

Abstract

Physical features of fracture for fibreglass machining

The physical features for cutting of fibreglass plastic are considered. Using experimental data the theoretical justification of cutting is made. This theoretical justification put as a basic of mathematical model of cutting of fibreglass plastic from the position of fracture mechanics.

АЛГОРИТМ РЕАЛІЗАЦІЇ ВІБРАЦІЙНИХ РЕЖИМІВ В ЗАДАЧАХ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

Пузько І.Д. канд. техн. наук, доц., Осіпов В. А., канд. техн. наук, доц.
(Сумський державний університет)

В статті наведене наближене аналітичне співвідношення для визначення швидкості сканування частоти сигналу збуджувальної дії при проведенні вібраційних випробувань об'єктів і реалізації різних технологічних режимів, а також алгоритм для визначення швидкості сканування частоти в двох випадках: при заданих і невідомих значеннях добротності і резонансної частоти резонансного піка випробуваного об'єкта і структурна схема пристрою для реалізації алгоритма формування сигналу збуджувальної дії.

Широке застосування в машинобудуванні матеріалів, що мають значну міцність, а також інтенсифікація процесів металообробки висунули на передній план необхідність використання вібраційних технологій при обробці матеріалів шляхом давлення і різання, що відбувається за рахунок застосування механічних коливань звукового і ультразвукового діапазонів частот різної інтенсивності.

Реалізація вібраційних режимів інструменту або оброблюваного матеріалу призводить до цілого ряду позитивних ефектів, таких, як зменшення сил контактного тертя, знижку опору деформації, ефективного значення роботи деформації, більш вірогідного забезпечення процесу різання та ін. Однак недостатній теоретичний аналіз і синтез характеристик процесів механічних коливань різних типів вібраційних пристроїв і установок (вібророзбуджувачів коливань) призводять до звуження області їх застосування.

Основна причина – відсутність адаптивної корекції режимів коливань в залежності від енергетичних можливостей вібраційних установок, що необхідна, наприклад, при наявності похибки форми в різних напрямках деталі, що оброблюється, зміні жорсткості технологічної системи, виникненні вимушених і автоколивань та ін.

В практиці вібраційних випробувань об'єктів машинобудування на віброміцність, вібростійкість і вібронадійність знаходить застосування метод сканування частоти [1,2]. Такий метод дозволяє прискорити вібровипробування за рахунок реалізації режимів неусталених коливань при підвищеній швидкості змінювання частоти в зонах резонансних піків.

Відомі методи забезпечують тільки оцінку часу досягнення заданого

по програмі числа циклів навантаження об'єкта при заданій швидкості сканування частоти збудження по лінійному закону [2,3].

В той же час невідомі співвідношення, які враховують енергетичні можливості вібростендів конкретних типів, зокрема, не встановлений зв'язок максимально можливих рівнів вібропереміщення (віброприскорення) з максимально можливими швидкостями сканування частоти.

Проведене авторами дослідження дозволяє частково заповнити цю прогалину [4]. Ціль роботи – встановити наближене аналітичне співвідношення для визначення швидкості сканування частоти сигналу збуджувальної дії при проведенні вібраційних випробувань об'єктів і реалізації різних технологічних режимів.

При урахуванні енергетичних можливостей вібростендів розглянемо алгоритми двох випадків, які враховують взаємозв'язок максимально можливої швидкості сканування частоти, заданих по програмі рівнів вібранавантаження і вібропереміщення, а також максимально можливе вібропереміщення для конкретного типу вібростенда.

Випадок 1. При заданих значеннях добротності Q та резонансної частоти ω_0 випробуваного об'єкта і урахуванні технічних характеристик вібростенда задають рівень збуджувального навантаження для отримання максимально можливої величини віброприскорення Y_{max} . Встановлюють максимально можливу швидкість V_{max} зміни частоти сигналу збуджувальної дії. Фіксують частоту ω_* і величину Y_* віброприскорення максимуму обвідної напіврозмахів коливань динамічного резонансного піку при $V = V_{max}$. Приймають задану величину віброприскорення $Y_{зад}$ по програмі вібровипробувань. Позначимо $V_{зад}$ швидкість зміни частоти, для якої $Y = Y_{зад}$. Отримаємо співвідношення для визначення швидкості $V_{зад}$ зміни частоти аналогічно [4].

В [3] приведені наближені співвідношення для визначення значення максимуму k -го динамічного резонансного піка по відношенню до максимуму статичного в залежності від швидкості V_i зміни частоти сигналу збуджувальної дії

$$Y_{0k} - Y_i = \mu_k^2 = \left(4V_i Q_k^2 \omega_{0k}^{-2}\right)^2, \quad (1)$$

де Y_{0k} – значення максимуму k -го статичного резонансного піку; Y_i – значення максимуму k -го динамічного резонансного піку при швидкості V_i змінювання частоти збуджувальної дії; Q_k – добротність k -го статичного резонансного піку; ω_{0k} – резонансна частота k -го статичного резонансного піку.

При реалізації принаймі двох режимів розгортки частоти з швидкостями V_i, V_j (при умові, наприклад, $V_i > V_j$) при урахуванні (1) має місце

система рівнянь:

$$\left. \begin{aligned} Y_{0k} - Y_i &= \mu_k^2 = \left(4V_i Q_k^2 \omega_{0k}^{-2}\right)^2, \\ Y_{0k} - Y_j &= \mu_k^2 = \left(4V_j Q_k^2 \omega_{0k}^{-2}\right)^2. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Із системи рівнянь (2) після перетворень отримуємо співвідношення для визначення Y_{0k} , а саме:

$$Y_{0k} = \left(Y_i V_j^2 - Y_j V_i^2\right) \left(V_j^2 - V_i^2\right)^{-1}. \quad (3)$$

Співвідношення (3) в інших позначеннях приймає вигляд:

$$Y_{max} = \left(Y_{зад} V_{max}^2 - Y_* V_{зад}^2\right) \left(V_{max}^2 - V_{зад}^2\right)^{-1}. \quad (4)$$

Із (4) отримаємо співвідношення для визначення $V_{зад}$, враховуючи заданими $Y_{зад}, Y_*, Y_{max}, V_{max}$, а саме

$$V_{зад} = V_{max} \sqrt{\left(Y_{max} - Y_{зад}\right) \left(Y_{max} - Y_*\right)^{-1}}. \quad (5)$$

Випадок 2. Значення добротності Q і резонансної частоти ω_0 невідомі. В цьому випадку для визначення Q і ω_0 проводять дослідження еталонного зразка в режимах розгортки частоти з двома постійними, але різними швидкостями V_i, V_j .

В роботі [3] отримано співвідношення для режиму розгортки частоти збуджувальної резонатор дії

$$X = 2\mu, \quad (6)$$

де X – узагальнене розлагодження; μ - параметр.

Причому для узагальненого розлагодження X_k і параметра μ_k для k -го резонансного піка мають місце наступні співвідношення [1]:

$$X_k = 2(\omega - \omega_{0k}) Q_k \omega_{0k}^{-1}, \quad (7)$$

$$\mu_k = 4V \omega_{0k}^{-2} Q_k. \quad (8)$$

Приймаючи до уваги (6), (7), (8), отримаємо співвідношення для визначення ширини частотної зони

$$\Delta_k \omega = \omega_i - \omega_{0k} = 4V_i \omega_{0k}^{-1} Q_k, \quad (9)$$

де ω_i – резонансна частота динамічного резонансного піку при швидкості V_i розгортки частоти.

При реалізації принаймні двох режимів розгортки частоти з постійними, але різними швидкостями V_i, V_j (при умові, наприклад, $V_j > V_i$) із (9) отримаємо систему двох рівнянь для визначення ω_{0k}

$$\left. \begin{aligned} \omega_i - \omega_{0k} &= 4V_i Q_k \omega_{0k}^{-1}, \\ \omega_j - \omega_{0k} &= 4V_j Q_k \omega_{0k}^{-1} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

при умові: $sign V_i = sign V_j = 1$ ($sign V_i = sign V_j = -1$) і систему рівнянь:

$$\left. \begin{aligned} \omega_i - \omega_{0k} &= 4V_i Q_k \omega_{0k}^{-1}, \\ \omega_{0k} - \omega_j &= 4V_j Q_k \omega_{0k}^{-1} \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

при умові: $sign V_i = 1, sign V_j = -1$ ($sign V_i = -1, sign V_j = 1$).

Із (10), (11) отримаємо співвідношення для визначення ω_{0k}

$$\omega_{0k} = (\omega_i V_j - \omega_j V_i) (V_j - V_i)^{-1}, \quad (12)$$

$$\omega_{0k} = (\omega_i V_j + \omega_j V_i) (V_j + V_i)^{-1}, \quad (13)$$

де ω_i, ω_j - частоти максимумів обвідних напіврозмахів коливань динамічних резонансних піків при швидкостях V_i, V_j розгортки частоти відповідно.

Із (9), (12), (13) отримаємо співвідношення для визначення Q_k

$$Q_k = \frac{1}{4} [(\omega_j - \omega_i) / (V_j - V_i)^2] [\omega_i V_j - \omega_j V_i] \quad (14)$$

при умові: $sign V_i = sign V_j = 1$ ($sign V_i = sign V_j = -1$);

$$Q_k = \frac{1}{4} [(\omega_j + \omega_i) / (V_j + V_i)^2] [\omega_i V_j + \omega_j V_i] \quad (15)$$

при умові: $sign V_i = 1, sign V_j = -1$ ($sign V_i = -1, sign V_j = 1$).

Після визначення ω_0 по (12), (13), а Q по (14), (15) приходимо до умов випадку 1.

Із співвідношення (5) маємо алгоритм визначення швидкості $V_{зад}$ зміни частоти сигналу збуджувальної дії для реалізації заданого по програмі рівня $Y_{зад}$ і структурну схему пристрою для формування $V_{зад}$, яка наведена на рисунку 1:

1) для конкретного типу вібростенда відоме значення Y_{max} , яке визначається конструктивними особливостями, відомий заданий по програмі рівень $Y_{зад}$;

2) приймають максимально можливу, по технічним характеристикам для вибраного типу вібростенда, швидкість V_{max} сканування частоти сигналу збуджувальної дії і фіксують частоту ω_* і величину Y_* максимуму обвідної напіврозмахів коливань динамічного резонансного піка при швидкості $V = V_{max}$;

3) у випадку $Y_* > Y_{зад}$ знижують швидкість V зміни частоти таким чином, щоб виконувалась умова $Y_* < Y_{зад}$;

4) формують величини, що дорівнюють різницям $\Delta_1 Y = Y_{max} - Y_{зад}$, $\Delta_2 Y = Y_{max} - Y_*$, і фіксують величину, що дорівнює результату ділення $\Delta_1 Y$ на $\Delta_2 Y$

$$Y_3 = \Delta_1 Y (\Delta_2 Y)^{-1} = (Y_{max} - Y_{зад}) (Y_{max} - Y_*)^{-1}; \quad (16)$$

5) формують величину, що дорівнює кореню квадратному із співвідношення Y_3

$$Y_4 = \sqrt{Y_3} = \sqrt{\Delta_1 Y (\Delta_2 Y)^{-1}}; \quad (17)$$

6) фіксують величину γ_5 , що дорівнює результату множення Y_4 на V_{max}

$$Y_5 = Y_4 V_{max}; \quad (18)$$

7) після реалізації режиму збуджувальної дії з визначеною по (5) швидкістю $V_{зад}$ розгортки частоти, коефіцієнт $K_{Пр}$ прискорення вібровипробувань визначається по співвідношенню:

$$K_{Пр} = \frac{\Delta_\delta \omega}{\Delta_{cm} \omega} = \frac{\Delta \Delta_\delta \omega + \Delta_{cm} \omega}{\Delta_{cm} \omega} = 1 + \frac{\Delta \Delta_\delta \omega}{\Delta_{cm} \omega}, \quad (19)$$

де $\Delta_\delta \omega, \Delta_{cm} \omega$ - ширина полоси пропускання динамічного та статичного резонансних піків відповідно на рівнях половинної потужності; $\Delta \Delta_\delta \omega = \Delta_\delta \omega - \Delta_{cm} \omega$.

У випадку $\Delta \Delta_\delta \omega > \Delta_{cm} \omega$ із (17) виходить, що $K_{Пр} > 1$.

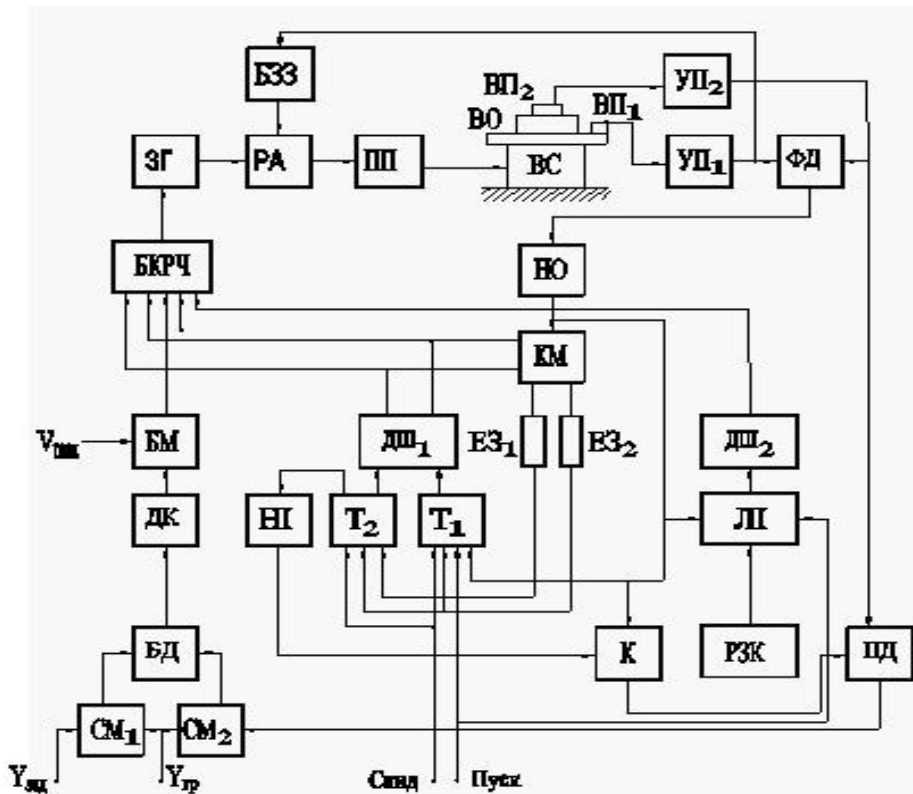


Рис. 1. Структурна схема пристрою для формування $V_{зад}$.

Пристрій для реалізації алгоритму формування сигналу збуджувальної дії на вібростенді, містить блок керування розгорткою БКРЧ, задавальний генератор ЗГ, регулятор РА амплітуди, підсилювач потужності ПП, вібростенд ВС з установленим на платформі випробуванням об'єктом ВО, віброперетворювачі ВП₁, ВП₂, перший з яких установлений на платформі вібростенда, а другий – на випробуваному об'єкті (ВО), два узгоджувальних підсилювача УП₁, УП₂, фазовий детектор ФД, блок зворотного зв'язку БЗЗ, нуль-орган НО,

піковий детектор ПД, комутатор КМ, тригери T_1 , T_2 , дешифратори ДШ₁, ДШ₂, суматори СМ₁, СМ₂, блок ділення БД, блок множення БМ, добувач кореня ДК, елементи затримки ЕЗ₁, ЕЗ₂, лічильник імпульсів ЛІ, регістр завдання кода РЗК, ключ К, елемент “НІ”, входи “Пуск”, “Скид”, “ $Y_{зад}$ ”, “ $Y_{гр}$ ”, “ V_{max} ”.

У початковому стані ЛІ, T_1 , T_2 установлені в нуль. За рахунок подання сигналу на вхід “Скид” частота ЗГ дорівнює нижній частоті досліджуваного діапазону частот. КМ установлений в нейтральне положення, в якому його вхід від’єднаний від виходів. На вході “ $Y_{гр}$ ” установлений сигнал, величина якого відповідає рівню віброприскорення (вібропереміщення), заданому за програмою вібровипробувань.

В РЗК установлений код, що відповідає значенню “ $Y_{зад}$ ”.

При знаходженні сигналу на вхід “Пуск” T_1 установлюється в одиницю, а замість РЗК передається в ЛІ. На першому виході ДШ₁ з’являється сигнал, що надходить на перші керувальні входи КМ і БКРЧ.

При кодовій комбінації “00” на входах ДШ₁ на його виходах сигнали відсутні, при кодовій комбінації “01” на входах з’являється сигнал на першому виході ДШ₁. При цьому вихідний сигнал НО проходить на перший вихід КМ і з’являється сигнал на першому вході БКРЧ. В такому режимі частота ЗГ зростає по лінійному закону від початкового значення ω_{min} із швидкістю V_{max} . Сигнал з виходу ЗГ через РА і ПП надходить в обмотку котушки збудження, що жорстко з’єднана з платформою ВС, на якій розташований ВО.

Сигнал з виходу ВП₁ через УП₁ і БЗЗ підходить на керувальний вхід РА для стабілізації рівня збудження ВС. Сигнали з виходів ВП₁, ВП₂ через відповідні УП₁, УП₂ надходять на входи ФД.

При порівнянні частоти сигналу збуджувальної дії, що змінюється з швидкістю V_{max} , з резонансною частотою динамічного резонансного піка ВО різниця фаз сигналів на входах ФД дорівнює $\pi/2$, а вихідний сигнал дорівнює нулю. В цей момент на виході НО формується сигнал, який надходить через КМ і ЕЗ₁ на S-вхід T_2 , установлюючи його в одиницю. Сигнал з виходу НО через К надходить на керувальний вхід ПД. T_2 установлений в нуль, тому на виході НІ присутній нуль і К розімкнений. Через проміжок часу, що визначається ЕЗ₁, T_2 установлюється в одиницю, на виході “НІ” формується одиниця, К замикається. ПД фіксує значення Y_{max} максимуму обвідної напіврозмахів коливань динамічного резонансного піка, що відповідає швидкості V_{max} зміни частоти сигналу збуджувальної дії.

На входах ДШ₁ має місце код “11”, тому формується сигнал на другому виході ДШ₁, який надходить на другий керувальний вхід КМ і другий керувальний вхід БКРЧ.

Частота ЗГ скачкоподібно зменшується до її початкового значення ω_{min} і починається її зростання по лінійному закону з швидкістю $V_{зад}$, величина якої задається сигналом на третьому вході БКРЧ, який надходить з виходу БМ. Формування цього сигналу відповідає алгоритму, що реалізує співвідношення (5).

Сигнали Y_{max} , $Y_{гр}$ з виходів ПД і входу “ $Y_{гр}$ ” надходять на віднімальний і підсумовувальний входи $СМ_2$, вихідний сигнал якого рівний ($Y_{гр} - Y_{max}$), надходить на вхід “Дільник” БД, на вхід “Ділене” якого надходить сигнал ($Y_{гр} - Y_{зад}$) з виходу $СМ_1$, на підсумовувальний вхід якого надходить сигнал $Y_{гр}$, а на віднімальний вхід – сигнал $Y_{зад}$. Вихідний сигнал з БД після проходження через ДК і БМ, на другий вхід якого надходить V_{max} , надходить на третій керувальний вхід БКРЧ.

Сигнал с другого виходу КМ через $ЕЗ_2$ надходить на R-вхід T_2 , на інверсному виході якого устанавлюється одиниця, К розмикається, зміст ПД далі не змінюється.

При надходженні сигналу на вхід “Пуск” в ЛІ заноситься код РЗК, що визначає число циклів формування режимів розгортки частоти сигналу збуджувальної дії з швидкістю $V_{зад}$.

Кожний сигнал з виходу НО надходить на лічильний віднімальний вхід ЛІ і зменшує зміст ЛІ на одиницю молодшого розряду, а також на S-вхід T_1 , устанавлюючи T_1 в одиницю і повторюючи режим розгортки частоти сигналу збуджувальної дії з швидкістю $V_{зад}$.

Після устанавлення в нуль ЛІ (після реалізації заданого по програмі вібровипробувань числа циклів) на виході ДШ₂ формується сигнал, який надходить на вхід “Скид” БКРЧ, устанавлюючи частоту ЗГ значенню ω_{min} і блокуючи процес формування режимів розгортки частоти. Нова послідовність циклів розгортки частоти сигналу збуджувальної ВС дії реалізується тільки після надходження сигналу на вхід “Пуск”.

Висновок. При виведенні аналітичних співвідношень враховані енергетичні можливості конкретного типу використаного вібростенда, а саме, максимально можлива швидкість сканування частоти задавальної дії, заданий по програмі рівень вібропереміщення (віброприскорення) рухомої системи вібростенда і максимально можливий рівень вібропереміщення (віброприскорення) для використаного типу вібростенда при умові жорсткого з'єднання випробуваного об'єкта з платформою вібростенду. У подальших дослідженнях варто приділити увагу експериментальній оцінці теоретичних рішень і їх практичному застосуванню.

Список літератури

1. Божко А.Е., Личкатый Е.А. Полищук О.Ф. и др. "Резонансные виброиспытательные системы". – Киев: Наук. думка, 1992 – 248с.

2. Дехтяренко П.И., Райхман С.С., Туник А.А. и др. "Автоматическое управление вибрационными испытаниями". – М.: Энергия, 1978.– 110с.
3. Харкевич Л.А. "Спектры и анализ". – М.: Физматгиз, 1962.-238с.
4. Патент № 37880 України. МПК G01 M7/00. Спосіб випробування виробів на віброміцність і пристрій для його здійснення.// Пузько І.Д., Павловський М.А., Хворост В.А. – Опубл. 15.05.2001. – Бюл. №4.

Аннотация

Алгоритм реализации вибрационных режимов в задачах технологического назначения

Алгоритм реализации вибрационных режимов в задачах технологического назначения. Пузько И.Д., Осипов В.А. В статье приведено новое приближенное соотношение для определения скорости сканирования частоты сигнала возбуждающего воздействия при проведении виброиспытаний и реализации различных технологических режимов, учитывающее энергетические возможности используемого типа вибростенда, и структурная схема устройства для реализации алгоритма формирования сигнала возбуждающего воздействия.

Abstract

Algorithm of implementation of vibrational modes in problems of technological assigning

Algorithm of realization of vibration regime in the tasks of technological purpose. Puz`ko I.D.; Osipov V.A. In the Article a new approached relation for definition of stimulating influence signal frequency speed scanning at vibrator testing realization is given as well as the realization of the various technological modes, taking into account power opportunities of the used type of vibrator bench, and the device for realization of a stimulating influence signal algorithm formation.

ТЕМПЕРАТУРНОЕ ПОЛЕ НА ВХОДЕ И ВЫХОДЕ С ПОВЕРХНОСТИ УПРОЧНЯЕМОЙ ТРЕНИЕМ

Сизый Ю.А., докт. техн. наук, Погребной Н.А. канд. техн. наук,
Волков О.А., аспирант
(НТУ «ХПИ»)

В статье сообщается, что условия нагрева участков поверхности, находящихся на различном расстоянии от кромки при врезании диска неодинаковы. Показано, что имеет место изменение размеров источника тепла при обработке стальным диском. Рассматриваются физическая и математическая постановки задачи описания температурного поля в детали на участке упрочняемой поверхности, прилегающем к кромке. Кроме того, приведено, полное решение задачи описания температурного поля в упрочняемой детали. Приведены также распечатки математических расчетов. Сравниваются теоретические и экспериментальные данные.

Существуют много методов упрочнения рабочих поверхностей деталей машин и инструментов. Одним из таких методов является упрочнение трением, которое осуществляется быстро вращающимся гладким стальным диском. Обрабатываемая поверхность детали таким диском осуществляется ее нагрев и пластическое деформирование которое и обеспечивает упрочнения.

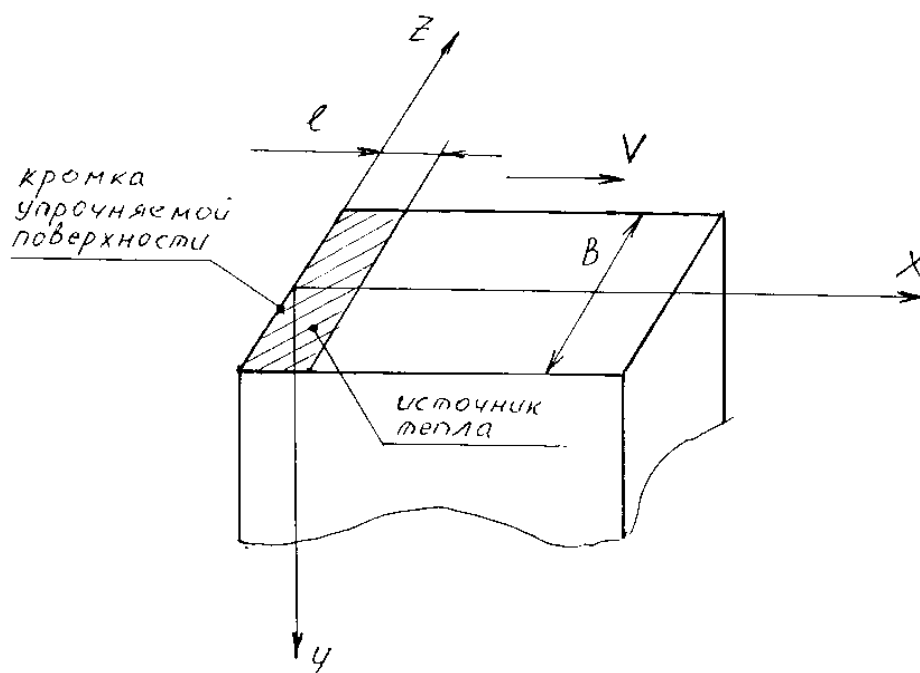


Рис. 1. Схема упрочняемого образца с тепловым источником в декартовой системе координат.

Упрочнение трением исследовано в работах [5,6,8], найдены условия управления им. Процесс внедрен при упрочнении направляющих станин станков [7,10], деталей шарниров приводных и гусеничных цепей конвейеров [9], деталей техно-

логического оснащения и др.

Однако для ряда деталей и особенно для режущего инструмента, инструмента штампов и пресс-форм, важно обеспечить упрочнение не только рабочих поверхностей инструмента, а и упрочнение непосредственно, например режущей кромки.

В тоже время для кромки поверхности условия воздействия на нее фрикционным диском, а также условия теплообмена с окружающей средой отличны от участков поверхности далеко отстоящих от кромки. Поэтому для управления процессом упрочнения инструментов необходимо уметь рассчитывать температурное поле на кромке упрочняемой поверхности.

При врезании стального быстровращающегося диска в упрочняемую трением поверхность размеры поверхности контакта его с нею растут до врезания диска на полную глубину. Очевидно, что условия нагрева и охлаждения участка поверхности прилегающей к кромке при врезании диска отличаются от условий при значительном удалении от нее. Прежде всего, имеет место изменение размеров источника тепла - поверхности контакта, а также отличие условий теплообмена на торцевой поверхности (рис. 1) детали и на участке поверхности на значительном удалении от кромки.

Рассмотрим физическую и математическую постановку задачи описания температурного поля в детали на участке, прилегающем к кромке упрочняемой поверхности. Поместим декартову систему координат, так как показано на рис. 1. Если толщина фрикционного диска больше ширины B , – упрочняемой поверхности, то боковые поверхности упрочняемой детали можно принять адиабатическими т. е. размеры источника тепла по оси z в положительном и отрицательном направлениях можно принять бесконечным. Адиабатической следует принять и плоскость $x = 0$.

В какой-то момент времени t при врезании диска в деталь со стороны кромки ($x = 0$) в направлении оси x размер источника тепла в направлении оси x имеет размер ($\ell = v \cdot t$). В этот момент времени источник тепла полосовой. Температурное поле от полосового непрерывно действующего в течении какого-то времени t_1 источника тепла равномерной интенсивности q на поверхности полупространства ($y \geq 0$) опишется выражением [1].

$$T_{п.н.} = 2q \int_0^{t_1} dt \int_0^{\ell} dx_u \int_{-\infty}^{+\infty} F(R_i T - t) dz_u, \quad (1)$$

где $R_i^2 = (x - x_u)^2 + y^2 + (z - z_u)^2$; R_i - расстояние точки поверхности детали с координатами x, y, z , до какой-то точки в источнике тепла с координатами $x_u, z_u, y_u = 0$;

$$F(R_i, T-t) = \frac{1}{\lambda\sqrt{a} \cdot 4\pi^{3/2}(T-t)^{3/2}} \exp\left[-\frac{R_i}{4a(T-t)}\right].$$

Если подставить R_i и $F[(R_i, (T-t))]$ в (1) и выполнить интегрирование по zu то получим:

$$T_{П.Н.} = \frac{q}{2\pi\lambda_0} \int_0^l dxu \int_0^{t_1} \frac{dt}{T-t} \exp\left[-\frac{(x-xu)^2 + y^2}{4a(T-t)}\right]. \quad (2)$$

Уравнение (2) описывает температурное поле в полупространстве от полосового источника тепла длиной ℓ действующего в течении времени t_1 в момент T наблюдения за температурным полем.

В рассматриваемой задаче источник тепла все время увеличивается в направлении оси x и достигает максимального размера по оси x равного L , когда глубина резания достигает своего максимума при $x=0$. Этот увеличивающийся источник можно представить суммой дискретных источников разбив его на n источников длиной $b = \frac{L}{n}$, как показано на рис 2.

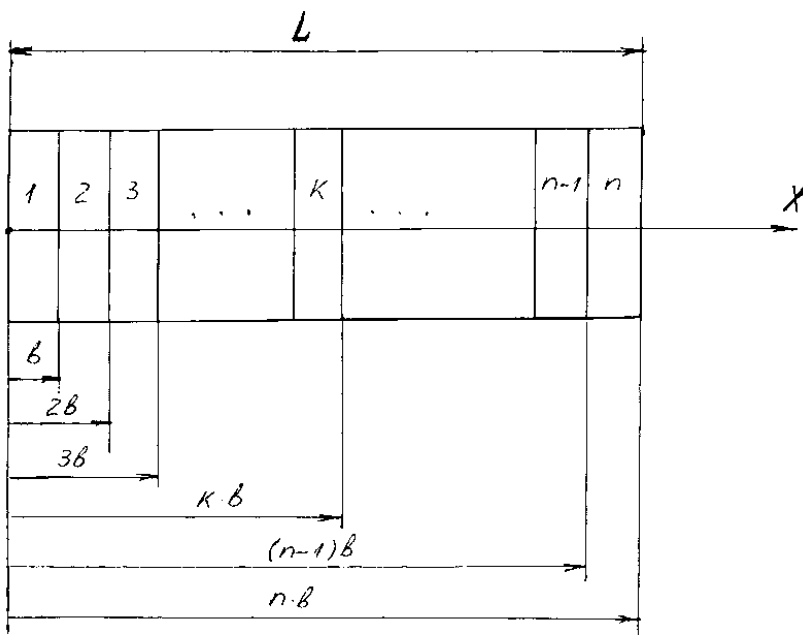


Рис. 2.

Увеличивающийся источник тепла на упрочняемой поверхности.

Выбирая b достаточно малой величиной, принимаем, что 1-й источник вспыхивает мгновенно в момент времени $t=0$ и действует в течении времени от 0 до L/V . Таким образом температурное поле $T_1(x, y, T)$ в упрочняемой поверхности описывается уравнением (2) с подстановкой указанных

выше пределов интегрирования:

$$T_1 = \frac{q}{2\pi\lambda_0} \int_0^b \int_0^{if(T \leq \frac{L}{V}, T, \frac{L}{V})} \frac{1}{T-t} \exp\left[-\frac{(x-xu)^2 + y^2}{4a(T-t)}\right] dt dxu. \quad (3)$$

Второй источник имеет длину от b до $2b$ и действует в течение времени от $\frac{b}{V}$ до $\frac{L}{V}$. При записи уравнения (2) для этого источника надо

учесть, что подключается этот источник после времени $T = \frac{b}{V}$, а до времени $T \leq \frac{b}{V}$ он отсутствует. В соответствии с этим температурное поле $T_2(x, y, T)$ от второго источника описывается следующим образом:

$$T_2 = \frac{q}{2\pi\lambda} \int_b^{2b} \int_{\substack{\text{if}(T \leq \frac{b}{V}, 0, \text{if}(T \leq \frac{L}{V}, T, \frac{L}{V})) \\ \text{if}(T \leq \frac{b}{V}, 0, \frac{b}{V})}} \frac{1}{T-t} \exp\left[-\frac{(x-xu)^2 + y^2}{4a(T-t)}\right] dt dx u. \quad (4)$$

По аналогии можно записать (2) для n -го источника тепла:

$$T_n = \frac{q}{2\pi\lambda} \int_{(n-1)b}^{nb} \int_{\substack{\text{if}(T \leq \frac{(n-1)b}{V}, 0, \text{if}(T \leq \frac{nb}{V_2}, T, \frac{nb}{V_1})) \\ \text{if}(T \leq (n-1)\frac{b}{V}, 0, \frac{(n-1)b}{V})}} \frac{1}{T-t} \exp\left[-\frac{(x-xu)^2 + y^2}{4a(T-t)}\right] dt dx u. \quad (5)$$

Температурное поле от удлиняющегося источника тепла будет суперпозицией температурных полей от всех n - дискретных источников, т. е. сумой полей от этих n - источников:

$$T_1 = \frac{q}{2\pi\lambda} \sum_{k=1}^n \int_{(k-1)b}^{kb} \int_{\substack{\text{if}(T \leq \frac{(k-1)b}{V}, 0, \text{if}(T \leq \frac{L}{V}, T, \frac{L}{V})) \\ \text{if}(T \leq (k-1)\frac{b}{V}, 0, (k-1)\frac{b}{V})}} \frac{1}{T-t} \exp\left[-\frac{(x-xu)^2 + y^2}{4a(T-t)}\right] dt dx u. \quad (6)$$

Для того чтобы учесть адиабатичность плоскости $x=0$ (рис. 1) нужно ввести мнимый источник такой, как и действительный, описанный выше, но симметричный действительному относительно плоскости $x=0$. Температурное поле $T_2(x, y, T)$ для такого источника опишется уравнением (6) с заменой знака перед x на минус.

Когда источник тепла достигнет максимальной длины то он уже не растет, а “отрывается” от кромки и двигается в направлении оси x со скоростью V . Таким образом источник тепла превращается в движущийся и для описания температурного поля от такого источника надо к координате x добавить слагаемое $V(T-t)$ [1,2,3] в уравнении (2). В результате мы получаем описание температурного поля в движущейся вместе с источником системе координат вдоль оси x . У нас же координата точки отстоящей от кромки на расстояние x неизменна, и чтобы использовать решение в движущейся системе координат надо вместо x в (4) подставить $(x-Vt)$. Таким образом, описание температурного поля будет выглядеть следующим образом:

$$T_3 = \frac{q}{2\pi\lambda} \int_0^L \int_{\substack{\text{if}(T \leq \frac{L}{V}, 0, T) \\ \text{if}(T \leq \frac{L}{V}, 0, \frac{L}{V})}} \frac{1}{T-t} \exp\left[-\frac{[x-V(T-\frac{L}{V}) + V(T-t) - xu]^2 - y^2}{4a(T-t)}\right] dt dx u. \quad (7)$$

a := 0.057 λ := 0.064 q := 748.031 L := 1.4 v := 10 b := 0.05 Δτ := 0.0025 i := 0..200

τ₁ := Δτ + i · Δτ y := 0.02 x := 0.005 n := ceil(L/b) τ1 := L/v τ2 := b/v

$$T1(\tau) := \frac{q}{2 \cdot \pi \cdot \lambda} \cdot \sum_{k=1}^n \int_{(k-1) \cdot b}^{k \cdot b} \int_{\text{if}(\tau \leq (k-1) \cdot \tau_2, 0, (k-1) \cdot \tau_2)}^{\text{if}(\tau \leq (k-1) \cdot \tau_2, 0, \text{if}(\tau \leq \tau_1, \tau - 0.0000001, \tau_1))} \frac{e^{-\frac{(x^2 - 2x\alpha + \alpha^2 + y^2)}{4 \cdot a(\tau-t)}}}{\tau - t} dt dx$$

$$T2(\tau) := \frac{q}{2 \cdot \pi \cdot \lambda} \cdot \int_0^L \int_{\text{if}(\tau \leq \tau_1, 0, \tau_1)}^{\text{if}(\tau \leq \tau_1, 0, \tau - 0.0000002)} \frac{e^{-\frac{(x-v(\tau-t)+v(\tau-t)-\alpha)^2 - y^2}{4 \cdot a(\tau-t)}}}{\tau - t} dt dx$$

x := -0.005

$$T3(\tau) := \frac{q}{2 \cdot \pi \cdot \lambda} \cdot \sum_{k=1}^n \int_{(k-1) \cdot b}^{k \cdot b} \int_{\text{if}(\tau \leq (k-1) \cdot \tau_2, 0, (k-1) \cdot \tau_2)}^{\text{if}(\tau \leq (k-1) \cdot \tau_2, 0, \text{if}(\tau \leq \tau_1, \tau - 0.0000001, \tau_1))} \frac{e^{-\frac{(x^2 - 2x\alpha + \alpha^2 + y^2)}{4 \cdot a(\tau-t)}}}{\tau - t} dt dx$$

$$T4(\tau) := \frac{q}{2 \cdot \pi \cdot \lambda} \cdot \int_0^L \int_{\text{if}(\tau \leq \tau_1, 0, \tau_1)}^{\text{if}(\tau \leq \tau_1, 0, \tau - 0.0000002)} \frac{e^{-\frac{(x-v(\tau-t)+v(\tau-t)-\alpha)^2 - y^2}{4 \cdot a(\tau-t)}}}{\tau - t} dt dx$$

$$T5(\tau) := T1(\tau) + T2(\tau) + T3(\tau) + T4(\tau)$$

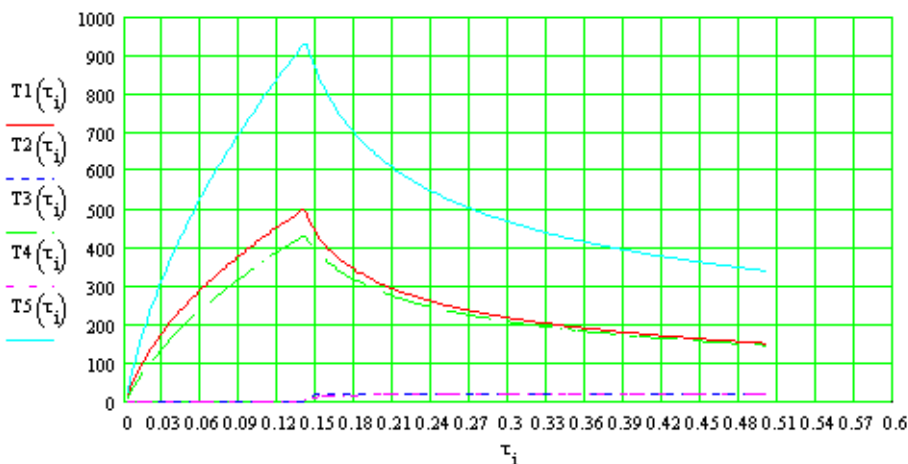


Рис.3. Расчет температуры детали у кромки поверхности при врезании диска в неё

Как и для “удлиняющегося” источника тепла, адиабатичность плоскости $x=0$ учитываем введением мнимого движущегося источника симметричного действительному движущемуся относительно плоскости $x=0$.

Для этого используем решение (7) с заменой знака перед x на минус и получаем $T_4(x, y, T)$.

Полное решение задачи описания температурного поля $T_5(x, y, T)$ в упрочняемой детали для координат прилегающих к кромке упрочняемой поверхности получаем суперпозицией полей T_1, T_2, T_3 , и T_4 :

$$T_5 = T_1 + T_2 + T_3 + T_4 \quad (8)$$

На рис. 3 приведена распечатка расчета по описанной методике в пакете “Mathcad” изменения температуры в детали из стали 15X11МФ в точке отстоящей от кромки по оси x на 0,005 см и в глубину от упрочняемой поверхности, т. е. по оси Y на 0,02 см. Фрикционный диск диаметром 250 мм режет с глубиной 0,7 мм при скорости подачи $V = 10$ см/с. При этом длина источника тепла L при полной глубине равна 1,4 см. Из распечатки видно, что основной вклад в нагрев детали оказывает реальный “удлиняющийся” источник тепла. Несколько меньший вклад вносит “удлиняющийся” мнимый и совсем малый вклад вносят движущиеся источники.

Рассмотрим решение аналогичной задачи, когда источник приближается к кромке, и “выходит” из контакта с упрочняемой поверхностью. Решение такой задачи выполняется аналогично, но в другой последовательности. Сначала описывается решение для движущегося, приближающегося к кромке источника, а затем от “уменьшающегося” по длине представленного суммой дискретных источников. Опуская подробное описание этой задачи, приведем слагаемые общего решения:

$$T_1 = T_1 + T_2 + T_3 + T_4 \quad (9)$$

$$\text{где, } T_1 = \frac{q}{2\pi\lambda} \int_0^L \int_0^{T_s} \frac{1}{T-t} \exp\left[-\frac{[xs-x-VT+V(T-t)-xu]^2 - y^2}{4a(T-t)}\right] dt dx,$$

$$T_2 = \frac{q}{2\pi\lambda} \sum_{k=1}^n \int_{kb}^L \frac{1}{T-t} \exp\left\{-\left[\frac{(L-x-xu)^2 + y^2}{4a(T-t)}\right]\right\} dt dx,$$

где xs - расстояние по оси x до кромки, с которого принимаем начало действия движущегося источника тепла.

$$T_s = \frac{xs}{V}.$$

Температурные поля T_3 и T_4 , это поля, от мнимых источников тепла симметричных T_1 и T_2 соответственно.

Расчет по (9), для условий тех же что и при расчете температурного поля при врезании диска, приведен на распечатке расчета рис. 4.

Представляет интерес сравнить полученные результаты с изменением температуры в точке далеко отстоящей по оси x от кромки на той же

$$a := 0.08 \quad \lambda := 0.095 \quad q := 748.031 \quad L := 1.4 \quad v := 10 \quad b := 0.05 \quad \Delta\tau := 0.0025 \quad i := 0..250$$

$$\tau_i := \Delta\tau + i \cdot \Delta\tau \quad y := 0.02 \quad x_s := 4 \quad \tau_s := \frac{x_s - L}{v} \quad n := \frac{L}{b} \quad x := 0.005 \quad n = 28$$

$$T1(\tau) := \frac{q}{\pi \cdot \lambda} \int_0^L \int_0^{\text{if}(\tau \leq \tau_s, \tau - 0.000002\tau_s)} \frac{e^{-\frac{(x_s - x - v\tau + v(\tau - t) - xu)^2 - y^2}{4a(\tau - t)}}}{\tau - t} dt dx$$

$$T2(\tau) := \frac{q}{2 \cdot \pi \cdot \lambda} \sum_{k=1}^n \int_{0+k \cdot b}^L \int_{\text{if}(\tau \leq \tau_s + (k-1) \cdot \frac{b}{v}, 0, \text{if}(\tau \leq \tau_s + k \cdot \frac{b}{v}, \tau - 0.0000001\tau_s + k \cdot \frac{b}{v}))}^{\text{if}(\tau \leq \tau_s + (k-1) \cdot \frac{b}{v}, 0, \tau_s + (k-1) \cdot \frac{b}{v})} \frac{e^{-\frac{(L-x-xu)^2 + y^2}{4a(\tau - t)}}}{\tau - t} dt dx$$

$$T3(\tau) := \frac{q}{\pi \cdot \lambda} \int_0^L \int_0^{\text{if}(\tau \leq \tau_s, \tau - 0.000002\tau_s)} \frac{e^{-\frac{(x_s + x - v\tau + v(\tau - t) - xu)^2 - y^2}{4a(\tau - t)}}}{\tau - t} dt dx$$

$$T4(\tau) := \frac{q}{2 \cdot \pi \cdot \lambda} \sum_{k=1}^n \int_{0+k \cdot b}^L \int_{\text{if}(\tau \leq \tau_s + (k-1) \cdot \frac{b}{v}, 0, \text{if}(\tau \leq \tau_s + k \cdot \frac{b}{v}, \tau - 0.0000001\tau_s + k \cdot \frac{b}{v}))}^{\text{if}(\tau \leq \tau_s + (k-1) \cdot \frac{b}{v}, 0, \tau_s + (k-1) \cdot \frac{b}{v})} \frac{e^{-\frac{(L+x-xu)^2 + y^2}{4a(\tau - t)}}}{\tau - t} dt dx$$

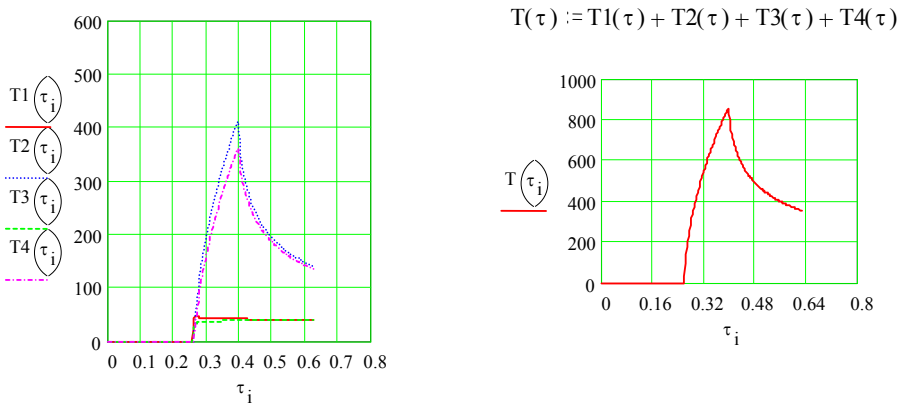


Рис.4. Расчет температуры детали у кромки поверхности при выходе диска с поверхности.

глубине 0,02 см. Для такого случая температурное поле описывается известным решением для движущегося полосового источника тепла перемещающегося по поверхности полупространства $y \geq 0$ при установившемся теплообмене ($T = \infty$):

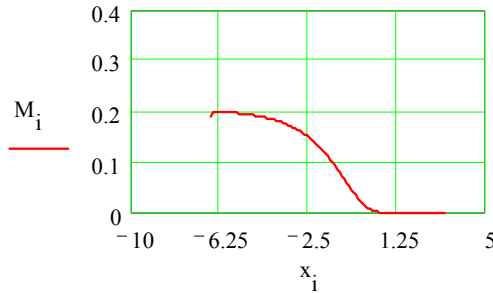
$$T_{П.Д.} = \frac{q}{\pi \lambda} \int_0^L e^{-\frac{V(x-xu)}{2a}} K_0 \left[\frac{V}{2a} \sqrt{y^2 + (x-xu)^2} \right] dxu, \quad (10)$$

где $K_0(x)$ -модифицированная функция Бесселя 2^{го} рода, нулевого порядка.

$$a := 0.057 \quad \lambda := 0.064 \quad v := 10 \quad L := 1.4 \quad y := 0.3 \quad i := 0..100 \quad x_i := -6.67 + i \cdot 0.1$$

$$f(x) := \frac{1}{\pi \cdot \lambda} \cdot \int_0^L e^{\frac{-v \cdot (x-xu)}{2 \cdot a}} \cdot K_0 \left[\frac{v}{2 \cdot a} \cdot \sqrt{y^2 + (x-xu)^2} \right] dxu \quad M_i := f(x_i) \quad q := \frac{150}{\max(M)}$$

$$q = 748.031$$



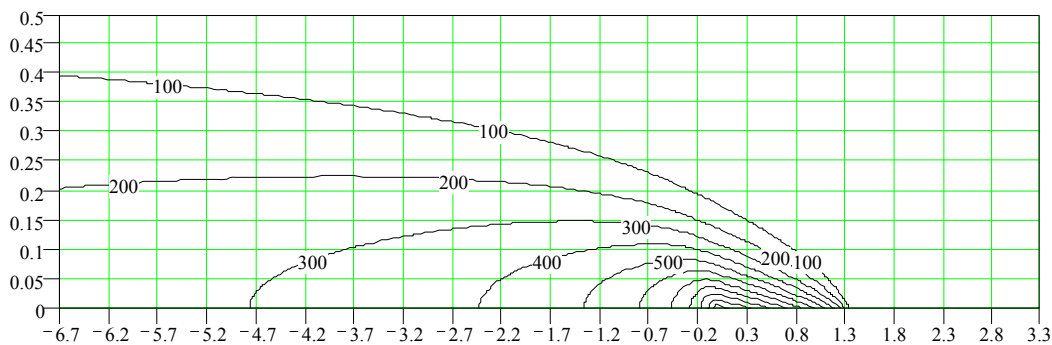
$$i := 0..100$$

$$x_i := -6.66 + i \cdot 0.1$$

$$j := 0..100$$

$$y_j := 0 + j \cdot 0.005$$

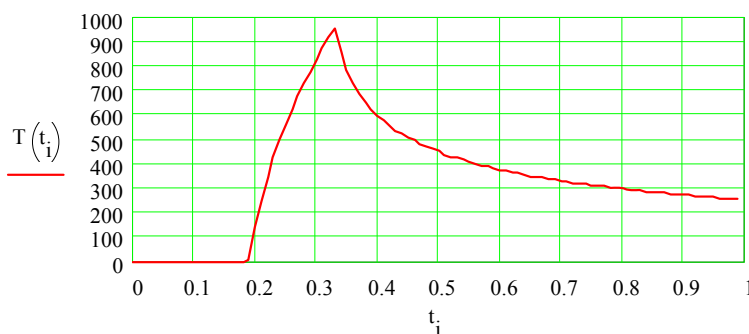
$$f(x,y) := \frac{q}{\pi \cdot \lambda} \cdot \int_0^L e^{\frac{-v \cdot (x-xu)}{2 \cdot a}} \cdot K_0 \left[\frac{v}{2 \cdot a} \cdot \sqrt{y^2 + (x-xu)^2} \right] dxu \quad M_{i,j} := f(x_i, y_j)$$



$$i := 0..99 \quad y := 0.02$$

$$t_i := 0 + i \cdot \frac{0.1}{v} \quad x := 3.3$$

$$T(t) := \frac{q}{\pi \cdot \lambda} \cdot \int_0^L e^{\frac{-v \cdot (x-v \cdot t-xu)}{2 \cdot a}} \cdot K_0 \left[\frac{v}{2 \cdot a} \cdot \sqrt{y^2 + (x-v \cdot t-xu)^2} \right] dxu$$



$$M1_i := T(t_i)$$

$$\max(M1) = 955.559$$

Рис.5. Расчет интенсивности теплового потока в деталь и температуры в детали на большом удалении источника тепла от кромки упрочняемой поверхности.

Эта формула использована нами не только для описания температурного поля, но и для экспериментально-теоретического определения интенсивности теплового источника q по методике, изложенной в [4].

В результате обработки поверхности с указанными режимами, определено расстояние прогрева детали до 150°C на глубину $y = 0,3$ см. На рис. 5 приведена распечатка расчета q которое получилось равным $748.031\text{кВт}/\text{см}^2 \cdot \text{с}$, также здесь приведено температурное поле от такого источника тепла и представлен график изменения температуры для точек $y = 0,02$ см. Из последней видно, что максимальное значение температуры 955°C .

Согласно рис. 3 и рис. 4 максимальное значение температуры для точек на той же глубине $y = 0,02$ см и отстоящих от кромки на $0,05$ см по оси x равны соответственно 928°C и 813°C . Таким образом, у кромки упрочняемой поверхности нагрев ее ниже и особенно это заметно на выходе диска из упрочняемой поверхности.

Список литературы

1. Резников А.А. Теплофизика резания. М., Машиностроение, 1969. - 288 с.
2. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. –М.: Машиностроение, 1987. –167 с.
3. Якимов А.В. и др. Тепловые процессы при обычном и прерывистом шлифовании. –Одесса: ОГПУ, 1998. –272 с.
4. Сизый Ю.А., Кулик Г.Г., Чебитько И.С. Прогнозирование температурного поля в поверхностном слое детали после обработки трением. Авиационно-космическая техника и технология. Труды государственного аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского “ХАИ”, вып. 14, 2000. –С. 234-237.
5. Серегин С.А., Епифанцев Ю.А. Термический цикл поверхностного слоя металла при его упрочнении высокоскоростным трением. «Исследование и расчет металлургического оборудования», Вып. 2, Новокузнецк, 1971. -С. 5-10.
6. Люленков В.И., Епифанцев Ю.А., Сергеев В.И. и др. Упрочнение деталей металлургического оборудования трением. «Исследование и расчет металлургического оборудования», Вып. 2, Новокузнецк, 1971. -С. 137-140.
7. Гурей І.В. Дослідження технологічних параметрів фрикційного зміцнення сірого чавуну. Машинознавство 1999.-№11. -С.46-49.
8. Покинтелица Н.И. Применение высокоскоростного трения при врезании метала. К.: ВИПОЛ, 1993.-156с.

9. Гурей І.В., Гурей Т.А. Підвищення довговічності ланцюгів конвеєрів фрикційним зміцненням. Вісник Тернопільського державного технічного університету.-1999.-т.4, №3.-С.191-193.
10. Гурей І.В. Напруження які виникають в базових деталях верстатів при їх поверхневому зміцненні.-Труди Одеського політехнічного університету.-1991.-Вып. 2 (8).-С.84.-87.

Анотація

Температурне поле на вході і виході з поверхні що зміцнюється тертям

У статті доповідається, що умови нагріву ділянок поверхні, які знаходяться на різній відстані від кромки при врізанні диску неоднакові. Показано, що має місце зміна розмірів джерела тепла при обробці сталевим диском. Розглянуті фізична та математична постановки задачі яка описує температурне поле у деталі на ділянці поверхні біля кромки, що зміцнюється. Окрім того, наведено, повне рішення задачі опису температурного поля у деталі що зміцнюється. Наведені також математичні розрахунки. Порівнюється теоретичні та експериментальні дані.

Abstract

Temperature field on an input and output from a surface hardened by friction

This paper reports the conditions of the surface section heat is different on the different distance off the edge in the time of disk cutting in surface of material. The change of heat source dimensions take place in the time of the treatment by the steel disk is shown. The physical and mathematical tasks of temperature field description in detail on the section nearby of edge in the strengthening are presented. Besides the full decision of the task temperature field description in the detail strengthening is shown. The mathematical calculations are also presented. The theoretical and experimental data are compared.

НАГРЕВ ДИСКА-ИНСТРУМЕНТА ФРИКЦИОННОЙ РАЗРЕЗКИ

Сизый Ю.А., докт. техн. наук, Кулик Г.Г.
(НТУ «ХПИ»)

Описана методика расчета температуры фрикционного диска - как инструмента процесса фрикционной резки. Приведен пример такого расчета и экспериментальные зависимости температуры диска от условий резки.

Процессу фрикционной резки посвящены работы [1, 2, 3] в которых достаточно глубоко исследованы режимы резания и тепловые процессы в разрезаемой детали. В то же время описания нагрева диска в них отсутствуют.

Впервые решения задачи нагрева диска приведены в [4, 5] и они качественно проанализированы.

Однако, количественных расчетов температуры диска с учетом особенностей фрикционной резки с вращением заготовки в литературе не имеется. В то же время известно, что одним из ограничений режимов резания, а значит и производительности процесса, является нагрев и, как следствие, деформация диска. Поэтому умение выполнять расчет температуры диска важная практическая задача, решение которой позволяет управлять процессом, т.е. ограничивать режимы резания из условия стойкости диска. Решению этой задачи и посвящена данная статья.

В [7] рассмотрено решение задачи распределения тепла между заготовкой и стружкой вычислением $Q_c, Q_{з.с}$ и отношения:

$$P = \frac{Q_c}{Q_{з.с}}, \quad (1)$$

где Q_c - тепло переходящее в стружку; $Q_{з.с}$ - тепло переходящее в заготовку и стружку.

Для полного решения задачи теплового баланса необходимо уметь вычислять тепло идущее в диск - инструмент фрикционной резки. Это тепло Q_d может быть определено как разность $Q_t - Q_{з.с}$, где Q_t - общее количество тепла выделившегося в зоне резания - трения. Принимая, что вся работа резания-трения переходит в тепло:

$$Q_t = V_d \cdot P_z \cdot \frac{L_1}{V}, \quad (2)$$

где V_d - окружная скорость диска трения (скорость резание); P_z -

тангенциальная составная силы резание; L_1 -размер зоны контакта в направления скорости подачи V .

Таким образом:

$$Q_d = Q_r - Q_{з.с.} \quad (3)$$

Зная Q_d можно рассчитать нагрев диска. Задача описания температурного поля в диске решена в [6]. Получена формула расчета температуры $T(x,t)$ в фрикционном диске:

$$T(x,t) = \frac{\sqrt{a}}{\lambda\sqrt{\pi}} \int_0^t \exp\left[-\frac{x^2}{4a(t-\tau)} - b(t-\tau)\right] q(0,t) \frac{d\tau}{\sqrt{t-\tau}}, \quad (4)$$

где x - координата в направления от периферии диска к центру; t - время; a, λ - коэффициенты температуро - и теплопроводности материала диска;

$b = \frac{3\alpha}{C_v \cdot h_d}$ - коэффициент температуроотдачи; α - коэффициент теплоотдачи; C_v - объемная теплоемкость; h - толщина диска.

$$q(0,t) = \begin{cases} q_d, & \text{при } n \cdot t_n < t < n \cdot t_n + t_k \\ 0, & \text{при } n \cdot t_n + t_k < t < t_n(n+1) \end{cases}$$

где $q(0,t)$ - интенсивность теплового потока в диск; q_d - равномерная интенсивность теплового потока в диск;

$t_n = \frac{2\pi R}{Vd}$ - время периода нагрева-охлаждения диска (время оборота диска); R - радиус диска; $t_k = L/V_d$ - время нагрева диска (время пребывания точки периферии диска в источнике тепла);

$L = \sqrt{2Rh - h^2}$ - длина дуги контакта; h - глубина резания.

При расчете температурного поля в диске по (4) нужно воспроизводить функцию $q(0,t)$. В моменты времени, когда отсутствует контакт точки периферии диска с разрезаемой деталью $q(0,t)=0$, а когда он имеет место - $q(0,t)=q_d$. Поскольку наличие контакта и его отсутствие периодически повторяется в каждом обороте, решение (4) нужно представить суммой решений, число которых равно числу оборотов n диска.

Для каждого i -го оборота диска текущее время начала контакта равно $t_n(i-1)$, где t_n - время оборота диска. Нижний предел интегрирования программируется в пакете "Mathcad" условным оператором $if[t \leq t_n(i-1), t, t_n(i-1)]$, который читается следующим образом: если время наблюдения t меньше или равняется $t_n(i-1)$, то оно равно t , иначе нижний предел равен $t_n(i-1)$. Таким образом, нижний предел интегрирования меняется с каждым оборотом и равен для i -го оборота времени окончания $(i-1)$ -го оборота.

Верхний предел интегрирования для i -го оборота в течении времени контакта, т.е. в течении времени после окончания предыдущего оборота $t_n(i-1)$ до времени окончания действия источника тела на этом i -ом обо-

роде - $[t_n(i-1) + t_k]$ равен времени наблюдения t , а после $[t_n(i-1) + t_k]$ он неизменен и равен $[t_n(i-1) + t_k]$.

Таким образом, после окончания действия источника тепла время наблюдения t в подинтегральном выражении растет, а время действия источника прекратилось и происходит рассеивание тепла (остывание диска).

Время наблюдения для получения температуры в диске как функции времени, должно быть описано как дискретный аргумент с каким-то шагом. Этот шаг должен быть в несколько десятков раз меньше времени контакта t_k . В рассмотренном ниже примере он меньше t_k в 55 раз.

Таким образом, выражение (4) для расчета по нему в пакете "Mathcad" следующее:

$$T(t) = \frac{q_d \sqrt{a}}{\lambda \sqrt{\pi}} \sum_{i=1}^h \int_{\text{if}[t \leq t_n(i-1), t, t_n(i-1)]}^{\text{if}[t_n \leq t_n(i-1) + t_k, t - 0.000001, t_n(i-1) + t_k]} \exp\left[\frac{-x^2}{4a(t-\tau)} - b(t-\tau)\right] \frac{d\tau}{\sqrt{t-\tau}}. \quad (5)$$

В работе [6] получены формулы расчета максимальной температуры на периферии диска для каждого n -го оборота:

$$T_{max(n)} /_{b \neq 0} = \frac{q_d}{\lambda} \sqrt{\frac{a}{b}} \sum_{i=1}^n \left[\text{erf}\left[\sqrt{b[(n-1) \cdot t_n + t_k]}\right] - \text{erf}\left[\sqrt{b(n-i) \cdot t_n}\right] \right], \quad (6)$$

$$T_{max(n)} /_{b=0} = \frac{2q_d}{\lambda} \sqrt{\frac{a}{\pi}} \sqrt{t_n} \left[\sum_{i=1}^n \left(\sqrt{n-i + \frac{t_k}{t_n}} - \sqrt{n-i} \right) \right]. \quad (7)$$

Рассмотрим пример расчета $T(0, t)$ и $T_{max}(n)$. Условия расчета соответствуют следующим режимам резания $h=0,23$ см, $V_d=100$ м/с, $V=0,4$ см/с. При проведении эксперимента по прорезке канавки в пластине из стали 3 с такими режимами резания получено значение силы резания $P_z=35,85$ Н и глубины прогрева заготовки до 150 °С $Y_1=0,75$ см.

Для того, чтобы определить q_d - интенсивность теплового потока в диск надо сначала определить $q_{з.с.}$ - интенсивность теплового потока в заготовку и стружку, которая рассчитывается согласно методике описанной в [8].

На рис. 1 приведена распечатка такого расчета в результате которого получено $q_{з.с.}=1274 \cdot 10^3$ кал/см²с.

На рис. 2 приведена распечатка расчета по (5) и (6) для 4^х оборотов диска. На графике расчета по (5) видно как температура на периферии диска изменяется с каждым оборотом. Причем максимальное значение температуры с каждым оборотом растет, так как диск накапливает тепло. В данном примере коэффициент теплоотдачи b , обозначений в распечатке как ν , равняется 0.75, что соответствует охлаждению диска воздухом. Приведенные значения максимальных температур в виде массива $M1_k$ при расчете по формуле (6) позволяют сравнить их с значениями, полученными по формуле (5).

$$Pz := 35.85 \quad Vd := 100 \quad r := 17 \quad tp := 2 \cdot \pi \cdot \frac{r}{Vd \cdot 100} \quad tp = 0.011 \quad tk := \frac{L \cdot 0.01}{Vd}$$

$$tk = 2.796 \times 10^{-4} \quad qt := \frac{Pz \cdot Vd}{L \cdot 2 \cdot z \cdot 1.4 \cdot 19} \quad qt = 3.06 \times 10^3 \quad qd := qt - q \quad qd = 1.786 \times 10^3$$

$$M := 8000 \quad j := 0..M \quad tj := 0.000000004 + 0.0000005 \quad n := 4 \quad x := 0$$

$$G(t) := \frac{qd \cdot \sqrt{a}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \sum_{i=1}^n \int_{\text{if}[t \leq tp \cdot (i-1), t, tp \cdot (i-1)]}^{\text{if}[t \leq tp \cdot (i-1) + tk, t - 0.000000001, tp \cdot (i-1) + tk]} \frac{e^{-\frac{x^2}{4 \cdot a \cdot (t-\tau)}}}{\sqrt{t-\tau}} d\tau$$

$$p := 3 \quad k := 0..p \quad nk := 1 + k \cdot 1$$

$$v := 0.75$$

$$Tmax(n) := \frac{qd}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{a}{v}} \cdot \sum_{i=1}^n [\text{erf}[\sqrt{v \cdot [(n-i) \cdot tp + t]}] - \text{erf}[\sqrt{v \cdot (n-i) \cdot tp}]]$$

$$Clk := Tmax(nk)$$

Clk =
100.326
108.325
113.955
118.52



Рис.2. Расчет температуры $G(t_1)$ на периферии диска ($x=0$) на протяжении четырех оборотов и максимальных её значений T_{max} на каждом из оборотов.

льное значение и оно равняется 118.114, т.е. близкое к значению в массиве $M1_k$ для четвертого оборота. Такое совпадение подтверждает верность формулы (6).

Формула (6) очень удобная для расчета т.к. она не требует интегрирования и позволяет легко рассчитать T_{max} для большого числа n , а значит и определить T_{max} за весь период резки какой-то заготовки.

Вычисляя максимальную температуру на каждом обороте для разнообразных условий охлаждения можно определить максимальную установившуюся температуру диска. Такой расчет имеет важное практическое значение, т.к. именно установившийся максимальный нагрев диска является одним из ограничений режимов резки.

Условия охлаждения определяются коэффициентом теплоотдачи b , который рассчитывается по формуле

$$b = \frac{3\alpha}{C_v h_d} \tag{8}$$

Для расчета по (8) коэффициент теплоотдачи α и объемную теплоемкость C_v можно заимствовать из [9].

При охлаждении сухим воздухом $\alpha=0.02-0.07$ кал/см³·с·град, при охлаждении поливом жидкостью на водной основе $\alpha=0.25-0.53$ и при охлаждении высоконапорной струей жидкости $\alpha=0.72-1.45$. Объемная теплоёмкость для углеродных сталей $C_v=1.2$ кал/см³·град. Принимая для расчета коэффициента температуротдачи b по (8) значения α близкие к нижней границе указанных интервалов и для $h_d=0,1$ см получим следующие значения $b=(0,75; 6,5; 18)$ с⁻¹. Эти значения программируются дискретным аргументом и по формулам (6), (7) можно рассчитать температуру периферии диска ($X=0$) для большого числа оборотов, например для $n=400$.

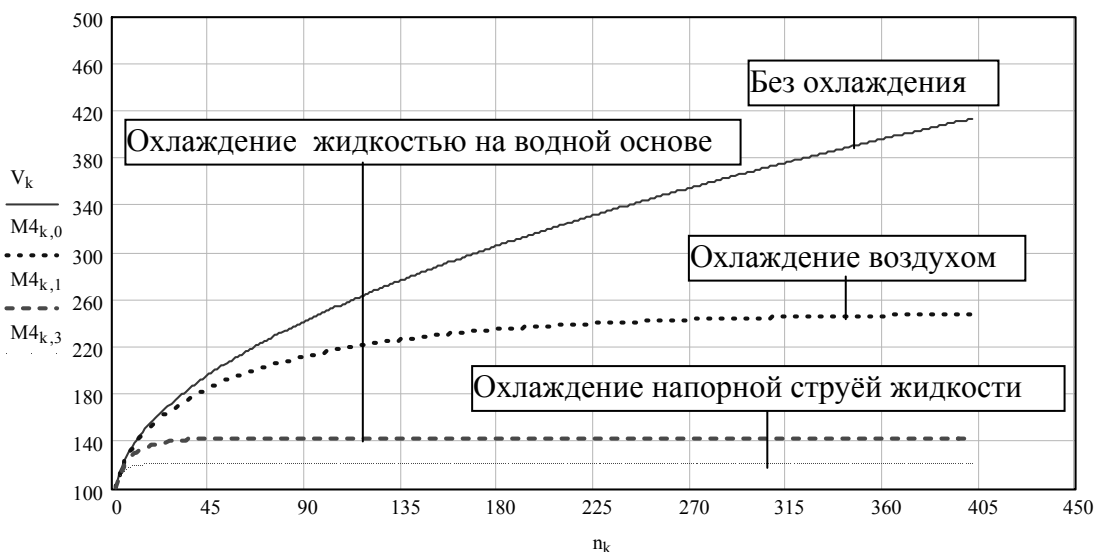
Такой расчет выполнен для вышеописанных режимов разрезки и распечатка его приведенная на рис. 3.

Из этого рисунка видно, что при отсутствии охлаждения температура диска все время монотонно возрастает и не стабилизируется, в то время как при охлаждении она устанавливается на каком-то уровне. При охлаждении воздухом диск нагревается максимально до 247°С, при охлаждении поливом жидкостью на водной основе до 143°С и при охлаждении высоконапорной струей жидкости - до 125°С.

$$p := 400 \quad k := 0..p \quad n_k := 1 + k \cdot 1 \quad j := 0..3 \quad v_j := 0.75 + 5.75 \cdot j$$

$$T_{\max}(n, v) := \frac{qd}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{a}{v}} \cdot \sum_{i=1}^n \left[\operatorname{erf} \left[\sqrt{v \cdot [(n-i) \cdot tp + tk]} \right] - \operatorname{erf} \left[\sqrt{v \cdot (n-i) \cdot tp} \right] \right]$$

$$T1_{\max}(n) := \frac{2 \cdot qd \cdot \sqrt{a}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{tp} \cdot \sum_{i=1}^n \left(\sqrt{n-i + \frac{tk}{tp}} - \sqrt{n-i} \right) \quad M4_{k,j} := T_{\max}(n_k, v_j) \quad V_k := T1_{\max}(n_k)$$



Расчет максимальной температуры на периферии диска за 400 оборотов при разных условиях охлаждения.

Рис 3.

Представляет несомненный интерес влияния режимов резания на установившуюся максимальную температуру T_{max} периферии диска. С этой целью выполнен математически планируемый полный трехфакторный эксперимент, матрица которого с результатами опытов и расчетов максимальной установившейся температуры при охлаждении воздухом - T_a и поливом жидкостью на водной основе - T_w приведена в табл. 1. В колонках 3, 4 и 5 значения уровней факторов даны дробью, числитель которой - кодированное значение уровня, а в знаменателе - натуральное его значение.

На рис. 4 приведена распечатка расчета коэффициентов D и $D1$ линейных моделей $T_a(s, h)$ и $T_w(s, h)$ при $V=100$ м/с и также уравнения $T_a(s, h)$ и $T_w(s, h)$ с натуральными значениями факторов. На рис 5 построены графики двумерных зависимостей $T_a(s, h)$, $T_w(s, h)$ в виде линий равного отклика.

На основании полученных зависимостей и графиков можно, экстраполируя их за пределы факторного пространства, прогнозировать значения максимальной температуры диска, что очень важно при решении задачи оптимизации условий резки.

Таблица 1.

Матрица планирования и результаты опытов.

№ опыта	Факторы				Сила P_z , Н	Координаты изотермы $=150^{\circ}\text{C}$ Y_1 , мм	T_{max} , $^{\circ}\text{C}$	
	X_0	X_1	X_2	X_3			Охлаждение воздухом	Охлаждение поливом
		S	V	h				
1	1	-1	+1	+1	35.85	7.5	247	143
		4	100	2.3				
2	1	+1	+1	+1	44.12	7	302	175
		6	100	2.3				
3	1	-1	-1	+1	53.9	7	180	113
		4	50	2.3				
4	1	+1	-1	+1	60.09	6.5	175	113
		6	50	2.3				
5	1	-1	+1	-1	24.57	6.5	185	112
		4	100	1.2				
6	1	+1	+1	-1	30.09	5.2	258	155
		6	100	1.2				
7	1	-1	-1	-1	35.56	5.5	143	94
		4	50	1.2				
8	1	+1	-1	-1	42	5.7	147	97
		6	50	1.2				

$$X1 := \begin{pmatrix} 1 & 4 & 100 & 2.3 \\ 1 & 6 & 100 & 2.3 \\ 1 & 4 & 50 & 2.3 \\ 1 & 6 & 50 & 2.3 \\ 1 & 4 & 100 & 1.2 \\ 1 & 6 & 100 & 1.2 \\ 1 & 4 & 50 & 1.2 \\ 1 & 6 & 50 & 1.2 \end{pmatrix} \quad Z := \begin{pmatrix} 247 \\ 302 \\ 180 \\ 175 \\ 185 \\ 256 \\ 143 \\ 147 \end{pmatrix} \quad Z1 := \begin{pmatrix} 143 \\ 175 \\ 113 \\ 113 \\ 112 \\ 155 \\ 94 \\ 97 \end{pmatrix} \quad Z3 := \begin{pmatrix} 35.85 \\ 44.12 \\ 53.9 \\ 60.06 \\ 24.57 \\ 30.09 \\ 35.56 \\ 42 \end{pmatrix} \quad Z4 := \begin{pmatrix} 0.62 \\ 0.44 \\ 0.58 \\ 0.4 \\ 1.09 \\ 0.76 \\ 1.03 \\ 0.7 \end{pmatrix}$$

$$D := (X1^T \cdot X1)^{-1} \cdot (X1^T \cdot Z) \quad D1 := (X1^T \cdot X1)^{-1} \cdot (X1^T \cdot Z1)$$

$$D = \begin{pmatrix} -71.932 \\ 15.625 \\ 1.725 \\ 39.318 \end{pmatrix} \quad D1 = \begin{pmatrix} -20.705 \\ 9.75 \\ 0.84 \\ 19.545 \end{pmatrix}$$

$V := 100 \quad i := 0..10 \quad S_i := 4 + 0.2 \cdot i \quad j := 0..11$
 $h_j := 1.2 + 0.1 \cdot j$
 $Ta(S, h) := -71.932 + 15.625 \cdot S + 1.725 \cdot V + 39.318 \cdot h$
 $Tw(S, h) := -20.705 + 9.75 \cdot S + 0.84 \cdot V + 19.545 \cdot h$

Рис.4

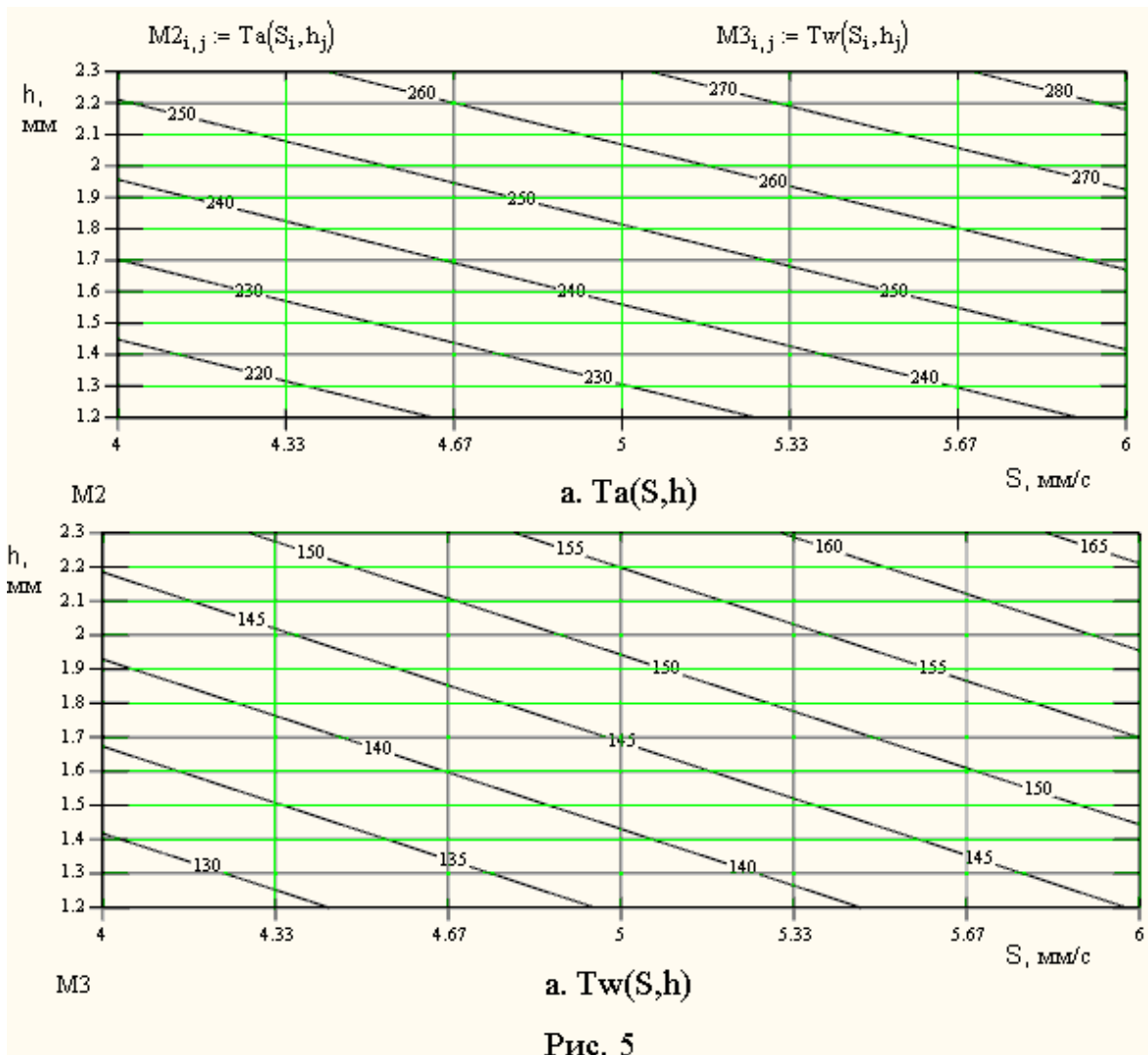


Рис. 5

Список литературы

1. Горбатов Н.И. Пилы трения. М.: Машгиз. 1950. 80с.
2. Серегин С.А. Сопротивление резанию на пилах трения в зависимости от параметров резания. – Известия вузов. Черная металлургия, 1959, №7, с.119-127.
3. Зарубицкий Е.У., Талантов Н.В., Иванкова Н.В., Костина Т.П. Исследование процесса стружкообразования при обработке металлов диском трения. – Вестник машиностроения, 1981, №9, с. 57-58.
4. Сизый Ю.А. Теория и практика фрикционной резки. Дет. В ГНТБ Украины. – К., 1995. - №2501-УК95, с. 333.
5. Сизый Ю.А., Волкова Н.Н., Савченко Э.В., Тугай И.Н. Нагрев диска при фрикционной резке проката. – Известия вузов. Машиностроение. – М., 1987. - №1, с. 111-115.
6. Сизый Ю.А., Динамика нагрева и охлаждения фрикционного диска с учетом теплообмена с окружающей средой. – Известия вузов. Машиностроение. – М., 1993. - №7-9, с. 139-147.
7. Сизый Ю.А., Кулик Г.Г., Хижнякова Н.А. Распределение тепла между стружкой и деталью при фрикционной резке. Труды Одесского политехнического университета. –Одесса: ОПУ,-2001, вып.5, 221-226 с.
8. Сизый Ю.А., Кулик Г.Г.. Тепловой баланс процесса фрикционной резки. 6-я международная конференция «Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве» 10-11 октября 2002г., г. Харьков, 27-31с..
9. Резников А.Н. Теплофизика резания. М., Машиностроение, 1969, 288с.

Анотація

Нагрівання диска-інструмента фрикційної розрізки

Описано методику розрахунку температури фрикційного диска - як інструмента процесу фрикційної розрізки. Наведено приклад такого розрахунку й експериментальні залежності температури диска від умов розрізки.

Abstract

The heating of the disk as a tool of the friction cutting-off process

The calculation method of the friction disk temperature as a tool of friction cutting-off process have been described. The example of the such calculation and the disk temperature experimental dependences on cutting conditions have been given.

ТЕПЛОВЫЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ ШЛИФОВАНИИ С ОХЛАЖДЕНИЕМ

**Якимов А.А., канд. техн. наук, Новиков Ф.В., докт. техн. наук,
Якимова О.А., Дмитриева С.Ю.**

*(Одесский Национальный политехнический университет,
Харьковский государственный экономический университет)*

В работе дано решение задачи о температурном поле полосового источника, позволяющее более правильно подойти к вопросу распределения тепла, выделяющегося в зоне шлифования, между изделием, стружкой, кругом и охлаждающей жидкостью.

Проблема снижения теплонапряженности при шлифовании чрезвычайно актуальна и в ближайшие годы не утратит своей значимости. Ей посвящены многочисленные публикации [1,2,3 и др.]. Большое внимание уделено математическому моделированию тепловых процессов при шлифовании [4,5,6 и др.]. Однако, до настоящего времени проблема в полной мере не решена. В особенности это относится к моделированию тепловых процессов с охлаждением, когда необходимо учитывать теплообмен при шлифовании с учетом распределения тепла, уходящего в изделие, стружку, круг и охлаждающую жидкость.

Целью данной работы является развитие теоретических подходов теплофизики шлифования, разработанных проф. Якимовым А.В. [7,8], для решения важных задач, связанных с расчетом тепловых процессов при шлифовании с охлаждением и определение эффективных путей управления теплонапряженностью шлифования.

При шлифовании условия на границе детали с инструментом настолько сложны, что описать их на языке математики без схематизации не представляется возможным. При схематизации следует выделить наиболее существенные параметры и исключить из рассмотрения второстепенные.

В качестве примера рассмотрим модель плоского шлифования периферией круга. Тепловой источник в зоне контакта шлифовального круга с деталью представим в виде плоского источника тепла.

Примем следующую тепловую схему. По поверхности полубесконечного тела, на которой задан теплообмен по закону Ньютона

$$-\lambda \left. \frac{\partial T}{\partial X} \right|_{X=0} + \alpha T|_{X=0} = 0$$

в положительном направлении оси Z с постоянной скоростью V движется бесконечно протяженный вдоль оси Y полосовой источник шириной

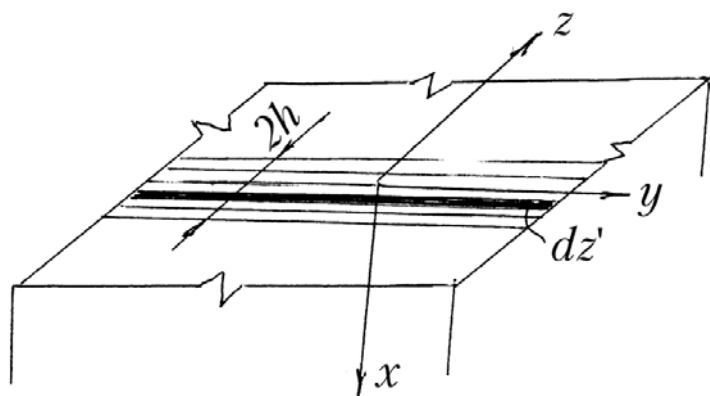


Рис.1. Расчетная тепловая схема.

$2h$ (рис. 1). Плотность теплового потока q по всей площади источника распределена равномерно. Температуру окружающей среды будем считать равной нулю.

При этих условиях математическая задача может быть сформулирована следующим образом.

Требуется решить дифференциальное уравнение

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial Y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial Z^2} \right) + V \frac{\partial T}{\partial Z} \quad (1)$$

с краевыми условиями

$$T|_{t=0} = 0; \quad \frac{\partial T}{\partial X} \Big|_{X=\infty} = \frac{\partial T}{\partial Z} \Big|_{Z=\infty} = 0; \\ -\lambda \frac{\partial T}{\partial X} \Big|_{\substack{X=0 \\ |Z|>h}} + \alpha T \Big|_{\substack{X=0 \\ |Z|>h}} = 0; \quad -\lambda \frac{\partial T}{\partial X} \Big|_{\substack{X=0 \\ |Z|<h}} = q = const. \quad (2)$$

Сипайловым В.А. [4] получено решение, удовлетворяющее уравнению (1) с краевыми условиями (2).

$$T(X, Z) = \frac{2qa}{\pi\lambda V} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0(\sqrt{\xi^2 + X^2}) d\xi - \\ - \frac{2qa}{\pi\lambda V} \cdot \frac{2\alpha a}{\lambda V} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp \frac{2\alpha a}{\lambda V} X \int_X^\infty \exp \left(-\frac{2\alpha a}{\lambda V} X - \xi \right) \cdot K_0(\sqrt{\xi^2 + X^2}) dX d\xi, \quad (3)$$

где $\frac{V(z-z')}{2a} = \xi$; $\frac{Vz}{2a} = Z$; $\frac{Vx}{2a} = X$; $\frac{Vh}{2a} = H$.

Первое слагаемое выражения (3) описывает температурное поле полосового источника без теплообмена на границе детали с инструментом. Второе слагаемое отражает изменение температуры за счет теплообмена.

По формуле (3) для условий $\frac{2\alpha a}{\lambda V} = 0,2$; $H = 7,5$; $X = 0$; $X = 1$; $X = 2$;

$X = 3$ произведены расчеты. На рис.2 представлены безразмерные температурные поля без теплообмена (рис.2,а) и с наличием теплообмена по всей поверхности, в том числе и под источником (рис.2.б). Из анализа приведенных данных видно, что при отсутствии теплообмена между обрабатываемой поверхностью и охлаждающей жидкостью ($\alpha=0$) макси-

мальная безразмерная температура на поверхности $\theta=9$, а при наличии теплообмена ($\alpha=1\text{ кал}/(\text{см}^2\cdot\text{с}^\circ\text{C})$) $\theta=5,5$, т.е. на 40% ниже.

Соответствующее изменение температур наблюдается в более глубоких слоях, но в меньшей интенсивности.

Следует заметить, что произведенный расчет не отражает реальную картину теплонапряженности процесса шлифования. Расчет произведен с учетом теплообмена всей поверхности, в том числе с учетом площади

контакта круга с изделием. В реальных условиях охлаждающая жидкость в зону резания не поступает. Тепло, выделяющееся в зоне шлифования, прежде чем встретиться с охлаждающей жидкостью должно пройти через шлифуемый металл.

Если при шлифовании температура поверхности превышает критические точки структурных превращений, то охлаждение в этом случае не позволит снизить температуру в зоне контакта и устранить появление шлифовочных дефектов. Отсюда следует вывод, что при расчете температурных полей надо учитывать теплообмен непосредственно в

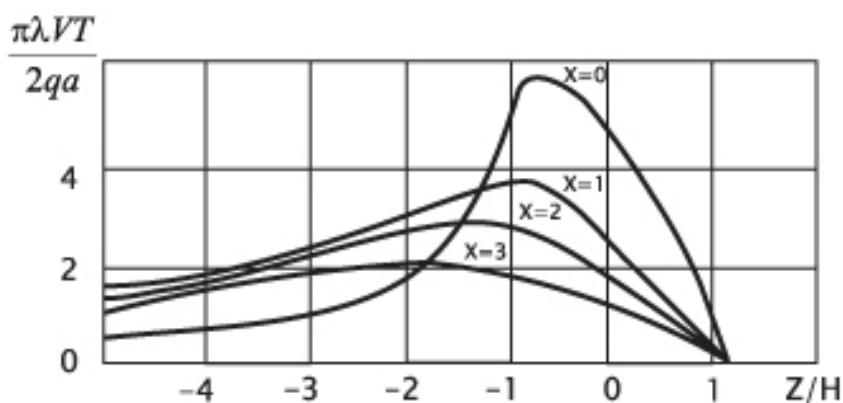
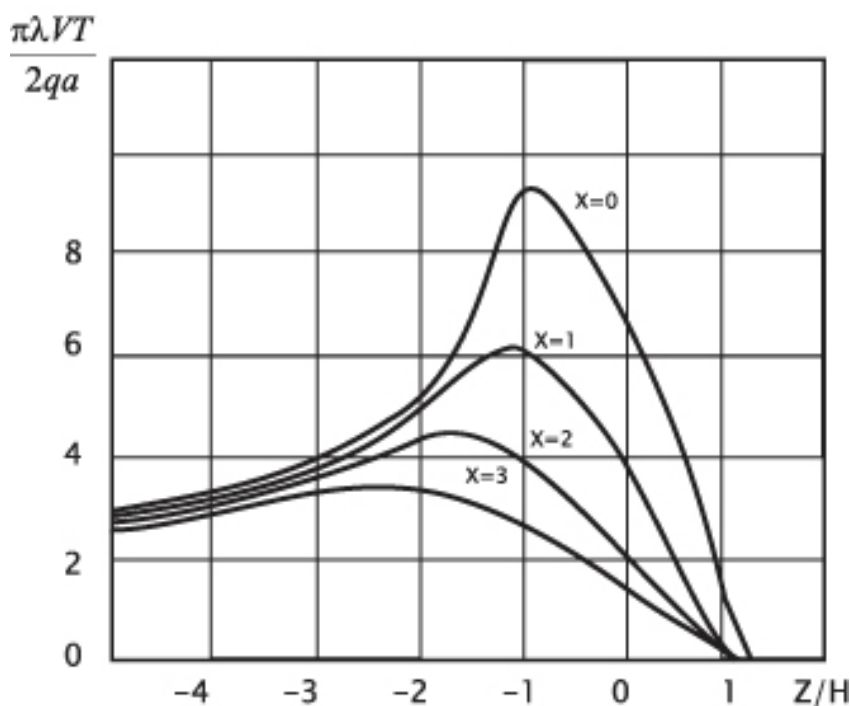


Рис. 2. Безразмерное температурное поле: а) без теплообмена; б) с теплообменом при $2\alpha a/\lambda V=0,25$ по всей поверхности

зоне контакта, т.е. задачу решать с разрывными граничными условиями. Решение таких задач связано с большими трудностями.

Ход решения задачи с разрывными граничными условиями можно значительно упростить если воспользоваться приемом, разработанным Делигенским Н.В. [9].

Суть этого приема состоит в следующем. Если в решении вида (3) определить потери тепла за счет теплообмена через площадку, занимающую тепловым источником, а затем компенсировать эти потери добавлением источника соответствующей мощности, то при этих условиях можно интегрально удовлетворить условие (2) под источником, при сохранении условий вне его.

Применим указанный метод для решения поставленной задачи.

С целью упрощения формы записи уравнения представим выражение (3) в обобщенных координатах, предварительно введя обозначения

$$\theta = \frac{\pi\lambda VT}{2qa}; \quad \beta = \frac{2\alpha a}{\lambda V};$$

$$\theta = \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0\left(\sqrt{X^2 + \xi^2}\right) d\xi -$$

$$- \beta \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(\beta X - \xi) \int_X^\infty \exp(-\beta X) \cdot K_0\left(\sqrt{X^2 + \xi^2}\right) dXd\xi, \quad (4)$$

Краевые условия в новых обозначениях примут вид

$$\left. \frac{\partial \theta}{\partial X} \right|_{\substack{X=0 \\ |Z|>H}} = \beta \theta \Big|_{\substack{X=0 \\ |Z|>H}}; \quad - \left. \frac{\partial \theta}{\partial X} \right|_{\substack{X=0 \\ |Z|<H}} = \pi. \quad (5)$$

Рассмотрим

$$\frac{\partial \theta}{\partial X} = - \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0\left(\sqrt{X^2 + \xi^2}\right) \frac{Xd\xi}{\sqrt{X^2 + \xi^2}} + \beta \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0\left(\sqrt{X^2 + \xi^2}\right) d\xi -$$

$$- \beta^2 \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(\beta X - \xi) \int_X^\infty \exp(-\beta X) \cdot K_0\left(\sqrt{X^2 + \xi^2}\right) dXd\xi. \quad (6)$$

Легко показать, что первое слагаемое правой части выражения (6) равно нулю при $|Z| > H$ и равно $(-\pi)$ при $|Z| < H$. Следовательно, условие $|Z| > H$ выполняется точно, а при $|Z| < H$, т.е. под источником равно

$$- \left. \frac{\partial \theta}{\partial X} \right|_{\substack{X=0 \\ |Z|<H}} = \pi - \beta \theta. \quad (7)$$

Таким образом, под источником, кроме постоянного теплового потока, направленного в глубь изделия, имеется еще переменный тепловой источник, который направлен в охлаждающую среду. Результирующий тепловой поток, поступающий в изделие, оказывается меньше, чем положено по условию.

Увеличением мощности теплового источника можно в целом компенсировать тепловые потери в охлаждающую жидкость и таким образом интегрально удовлетворить условиям (5), которые можно представить в виде

$$-2H \frac{\partial \theta}{\partial X} \Big|_{\substack{X=0 \\ |Z|<H}} = 2H\pi. \quad (8)$$

Решение (4) интегрально удовлетворяет условию

$$-2H \frac{\partial \theta}{\partial X} \Big|_{\substack{X=0 \\ |Z|<H}} = 2H\pi - \beta \int_{-H}^H \theta(Z) dZ,$$

которое в зависимости от β может существенно отличаться от (8). Условие (8) можно удовлетворить, если решение (4) увеличить в K раз, где K – число большее единицы, определяемое из условия

$$\left(2H\pi - \beta \int_{-H}^H \theta(Z) dZ \right) K = 2H\pi; \quad K = \frac{1}{1 - \frac{\beta}{2H\pi} \int_{-H}^H \theta(Z) dZ}.$$

Из полученного выражения следует, что число K зависит от произведения β на среднеинтегральное значение (4), которое можно найти численным методом. Например, для случая, изображенного на рис.2, среднее значение интеграла равно 4,3. Параметр $\beta = 2\alpha a / \lambda V$ равен 0.25.

$$K = \frac{1}{1 - \frac{\beta}{2\pi H} \int_{-H}^H \theta(Z) dZ} = \frac{1}{1 - \frac{0,25}{\pi} 4,3} \approx 1,5.$$

Таким образом, решение поставленной задачи, интегрально удовлетворяющее условию (8), можно получить простым умножением (4) на постоянное число K . В данном случае $K = 1,5$.

$$\theta = K \cdot \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0(\sqrt{X^2 + \xi^2}) d\xi - K \cdot \beta \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(\beta X - \xi) \int_X^\infty \exp(-\beta X) \cdot K_0(\sqrt{X^2 + \xi^2}) dX d\xi, \quad (9)$$

На рис. 3 приведены кривые изменения температуры от координаты Z под источником при отсутствии теплообмена на свободной поверхности (при $H = 7,5$) (кривая 1) и при наличии теплообмена на всей поверхности $X = 0$ в том числе и под источником (кривая 2). Кривая 3 описывает распределение температуры при выполнении условия (8) под источником и условия (5) вне источника. Кривая 3 соответствует решению (9) при $K = 1,5$.

Из анализа кривых видно, что охлаждение свободной поверхности за источником снижает температуру под источником незначительно.

Охлаждение оказывает наиболее сильное влияние на температуру свободной поверхности за источником. Эта температура по сравнению с

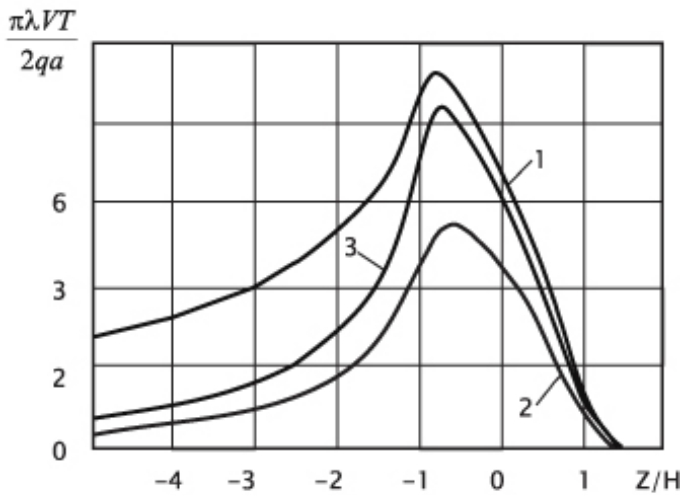


Рис.3. Температурное поле при отсутствии теплообмена (кривая 1), при наличии теплообмена на всей поверхности ($X = 0$) (кривая 2), при наличии теплообмена вне источника (кривая 3).

после прохождения теплового источника пересекает температурные кривые более глубоких слоев.

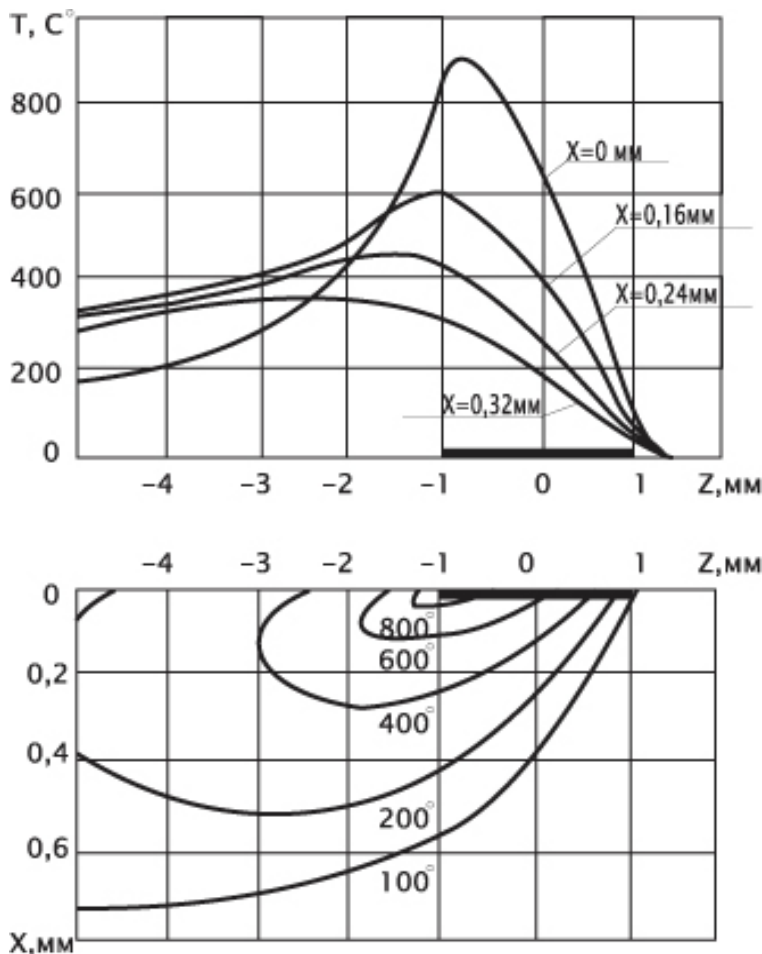


Рис.4. Температурное поле при шлифовании $\alpha=6,6 \text{ кал}/(\text{см}\cdot\text{с}\cdot^\circ\text{C})$.

температурой изолированной поверхности уменьшается в 2–3 и более раза, в зависимости от расстояния до источника. При удалении от источника влияние теплообмена уменьшается, хотя абсолютная величина плотности теплового потока, отводимого в охлаждающую жидкость, уменьшается.

Характерное распределение температуры на поверхности $X = 0$ и в глубинных слоях при наличии теплообмена показано на рис.4. Видно, что температурная кривая поверхности ($X = 0$)

после прохождения теплового источника пересекает температурные кривые более глубоких слоев. После прохождения источника температура поверхности оказывается меньше температуры глубинных слоев. Градиент температур изменяет знак и часть теплового потока направляется к поверхности.

На основании проведенного анализа можно сделать следующие выводы:

1. Охлаждение свободной поверхности оказывает существенное влияние на температурное поле подвижного полосового теплового источника.

2. В зону шлифования охлаждающая жидкость не попадает. Следовательно,

тепло, выделившееся в зоне резания, прежде чем попасть в зону охлаждения проходит через шлифуемый металл.

3. Наличие теплообмена при обильном охлаждении существенно уменьшает общее теплосодержание детали, и накопление тепла при многопроходном шлифовании не происходит. Следовательно, каждый повторный ход при многопроходном шлифовании осуществляется при одинаковых начальных условиях.

4. Охлаждение сильно деформирует температурное поле на задней кромке теплового источника и за источником. При этом существенно изменяются скорости нагрева и охлаждения, которые оказывают исключительно большое влияние на характер протекания термического цикла при шлифовании.

Для анализа скоростей нагрева и охлаждения необходимо перейти в систему координат, связанную с теплопроводящим пространством.

За период прохождения зоны контакта над фиксированной точкой поверхности происходит ее нагрев, а после схода теплового источника охлаждение. Температурное поле в системе координат, связанной с изделием не будет стационарным. Производная от температуры любой точки поверхности по времени характеризует скорость изменения температуры.

Для определения скорости изменения температуры следует продифференцировать по Z известное уравнение [4]

$$T(X, Z) = \frac{2qa}{\pi\lambda V} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0(\sqrt{X^2 + \xi^2}) d\xi, \quad (10)$$

$$T(X, Z) = \frac{2qa}{\pi\lambda V} \theta,$$

где θ – безразмерная температура.

Производная от безразмерной температуры θ

$$\theta = \frac{\pi\lambda VT}{2qa} = \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0(\sqrt{X^2 + \xi^2}) d\xi$$

позволяет определять скорости изменения температуры

$$\frac{\partial \theta}{\partial Z} = \exp[-(Z+H)] K_0 \sqrt{X^2 + (Z+H)^2} - \exp[-(Z-H)] K_0 \sqrt{X^2 + (Z-H)^2}. \quad (11)$$

Формула (11) легко поддается анализу, т.к. правая часть является функцией трех безразмерных комплексов X , Z и H . Зная эту зависимость легко определить скорость изменения температуры в размерном виде. Учитывая, что

$$\theta = \frac{\pi\lambda VT}{2qa}; \quad Z = \frac{Vz}{2a}; \quad z = -Vt \quad \text{получим} \quad \frac{\partial \theta}{\partial Z} = - \frac{\partial \left(\frac{\pi\lambda VT}{2qa} \right)}{\partial \left(\frac{V^2 t}{2a} \right)} = - \frac{\pi\lambda}{qV} \cdot \frac{\partial T}{\partial t}.$$

Таким образом
$$\frac{\partial T}{\partial t} = -\frac{qV}{\pi\lambda} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial Z}$$

Зависимость функции $\frac{\partial \theta}{\partial Z}$ от Z для различных глубин X показана

на рис.5. Расчеты произведены для $H = 1$.

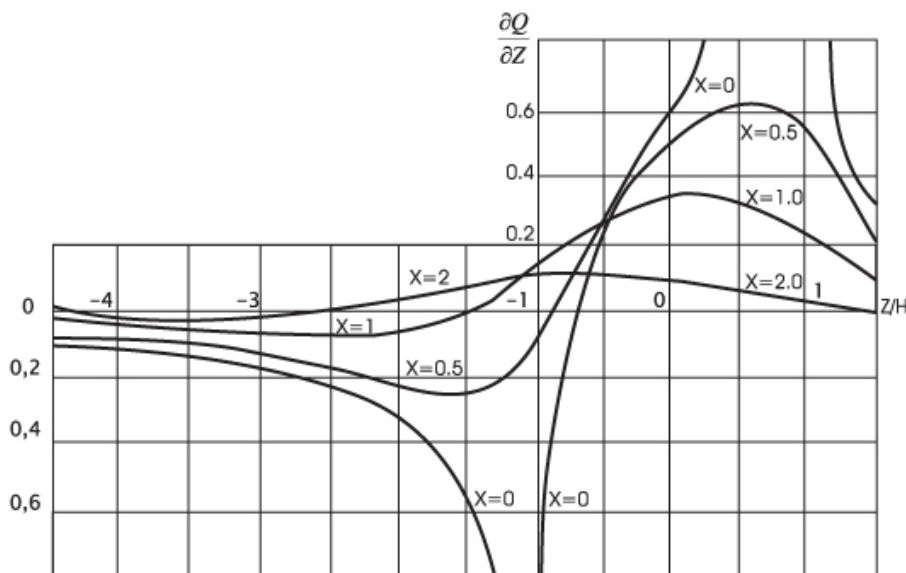


Рис.5. Распределение скорости нагрева и охлаждения на глубине для $H = 1$

Скорость нагрева поверхности $X = 0$ перед источником увеличивается от нуля до бесконечности. Скорость нагрева становится бесконечно большой в тот момент, когда на данную точку поверхности набегает передняя кромка теплового источника. При

дальнейшем прохождении источника над выбранной точкой поверхности происходит постепенное уменьшение скорости нагрева, которая достигает нулевого значения в точке, имеющей максимальную температуру. Эта точка, по мере увеличения глубины X , смещается в область отрицательных значений Z . При дальнейшем продвижении теплового источника кривые, характеризующие скорость изменения температуры по координате Z , смещаются в область отрицательных значений $\partial\theta/\partial Z$, что соответствует охлаждению поверхности. Скорость охлаждения по мере продвижения теплового источника увеличивается, достигая на поверхности $X = 0$ бесконечно большого значения в момент прохождения над данной точкой задней кромки теплового источника. После прохождения источника скорость охлаждения начинает резко убывать, а затем очень медленно стремится к нулю.

Средние скорости нагрева и охлаждения, от которых зависит характер фазоструктурных превращений, несмотря на наличие участков с бесконечно большой скоростью, конечны по величине. Средние интегральные скорости нагрева и охлаждения определяются из выражения

$$\frac{\Delta\theta}{\Delta Z} = \frac{1}{\Delta Z} \left\{ \int_{Z_1-H}^{Z_1+H} \exp(-\xi) K_0(\sqrt{X^2 + \xi^2}) d\xi - \int_{Z_2-H}^{Z_2+H} \exp(-\xi) K_0(\sqrt{X^2 + \xi^2}) d\xi \right\}, \quad (12)$$

где Z_1 и Z_2 – координаты точек, имеющих разную температуру θ_1 и θ_2 . $\Delta\theta = \theta_1 - \theta_2$ и $\Delta Z = Z_1 - Z_2$ соответственно температурный интервал и интервал изменения координаты точек, между которыми измеряется разность температур. На рис.6 представлены средние скорости нагрева и охлаждения с учетом теплообмена. Из рисунка видно, что теплообмен оказывает наиболее сильное влияние на скорость охлаждения.

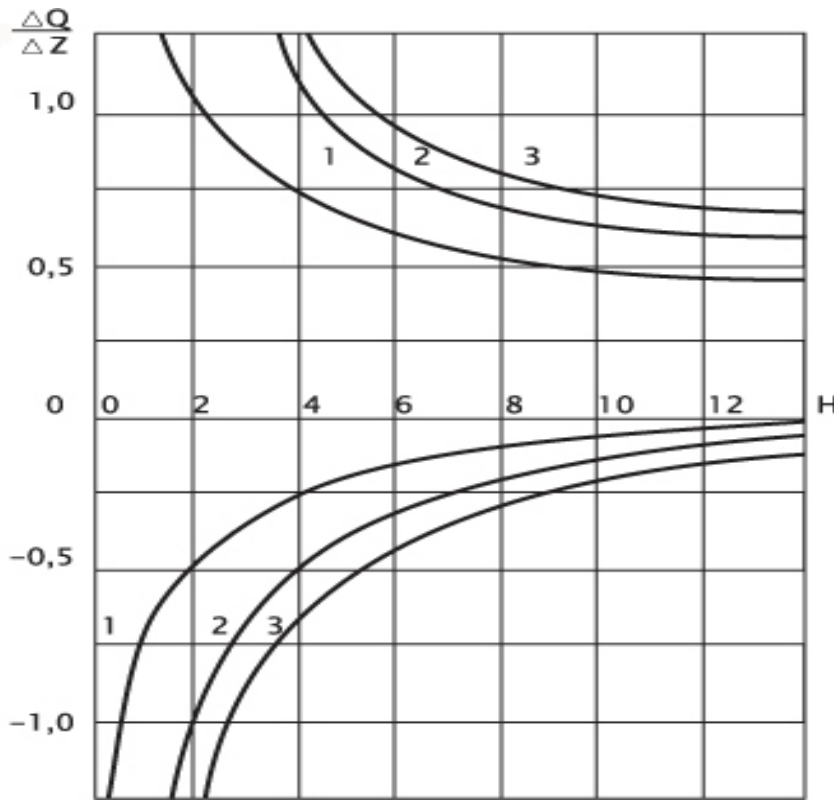


Рис.6. Зависимость средней скорости нагрева и охлаждения от H . Кривая 1 – без охлаждения, кривые 2, 3 с охлаждением при $2\alpha a/\lambda V = 0,1$ и $2\alpha a/\lambda V = 0,2$ соответственно

плотность теплового потока $q = 720$ кал/(см²·с). По графику (рис.6) для

$H = 6$ определяем $\frac{\Delta\theta}{\Delta Z} = 0,65$.

Из выражения $\frac{\Delta T}{\Delta t} = \frac{qV}{\pi\lambda} \cdot \frac{\Delta\theta}{\Delta Z}$ определим скорость нагрева и охлаждения при шлифовании без охлаждения.

$$\text{Скорость нагрева } \frac{\Delta T}{\Delta t} = \frac{qV}{\pi\lambda} \cdot \frac{\Delta\theta}{\Delta Z} = \frac{720 \cdot 10}{3,14 \cdot 0,04} \cdot 0,65 = 34273 \text{ град/с.}$$

$$\text{Скорость охлаждения } \frac{\Delta T}{\Delta t} = \frac{qV}{\pi\lambda} \cdot \frac{\Delta\theta}{\Delta Z} = \frac{720 \cdot 10}{3,14 \cdot 0,04} \cdot 0,15 = 7909 \text{ град/с.}$$

В качестве примера определим средние скорости нагрева и охлаждения для режима шлифования:

Круг 24A25СМ26К, $D_{кр} = 250$ мм, $V_d = 3$ м/мин, $n_{шл} = 2800$ об/мин, $t = 0,01$ мм, материал сталь 12Х2Н4А ($a = 0,03$ см²/с, $\lambda = 0,04$ кал/(см·с·°С)), коэффициент теплообмена $\alpha = 6,6$ кал/(см²·с·°С).

Для этих условий $\frac{2\alpha a}{\lambda V} \approx 1$. Относительная полуширина источника равна 6, а

При шлифовании с охлаждением при $\frac{2\alpha a}{\lambda V} = 0,2$ скорость нагрева будет равна 47454 град//с, а скорость охлаждения 21090 град/с.

Полученные результаты позволяют определять средние и мгновенные скорости нагрева и охлаждения при шлифовании.

Проведенный анализ позволяет сделать следующее заключение:

Охлаждение почти не изменяет температуры под источником. Увеличение скорости теплового источника уменьшает влияние теплоотдачи на температуру поверхности и температуру более глубоких слоев. Например, при скоростях характерных для шлифования в ряде задач можно вообще пренебречь влиянием теплоотдачи и расчеты температур производить в предположении наличия адиабатических поверхностей, что существенно облегчает решение многих практических задач.

Теплообмен влияет на скорость нагрева и охлаждения поверхностных слоев материала. Он должен учитываться при анализе структурных и фазовых превращений, которые определяются не только самим значением температуры, но и скоростями нагрева и охлаждения. Точное решение задачи о температурном поле полосового источника позволяет более правильно подойти к вопросу распределения тепла, выделяющегося в зоне шлифования, между изделием, стружкой, кругом и охлаждающей жидкостью.

Результаты исследования позволяют также обосновать методику выбора смазочно-охлаждающих жидкостей, принимая во внимание их смазывающие свойства.

Дальнейшими исследованиями в этом направлении следует рассматривать расчет параметров тепловых процессов с учетом аналитических зависимостей для теплового потока, содержащих режимы шлифования, характеристики круга и обрабатываемого изделия. Это, несомненно, позволит выявить новые технологические условия эффективного управления тепловыми процессами при шлифовании.

Список литературы

1. Редько С.Г. Процесс теплообразования при шлифовании металлов. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1962. – 224 с.
2. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
3. Силин С.С., Хрульков В.А., Лосанов А.В., Рыкунов Н.С. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов. – М.: Машиностроение, 1984. – 64 с.
4. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. – М.: Машиностроение, –1978. – 167 с. ил.
5. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
6. Евсеев Д.Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной

- обработке. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.
7. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
 8. Якимов А.В. Прерывистое шлифование. – К.: Вища школа, 1986. – 175 с.
 9. Делигенский Н.В. Исследование подвижных температурных полей применительно к задачам теплофизики обработки материалов. Диссертация, Киев. –1968.

Анотація

Теплові процеси при шліфуванні з охолодженням

У роботі дане рішення задачі про температурне поле смугового джерела, що дозволяє більш правильно підійти до питання розподілу тепла, що виділяється в зоні шліфування, між виробом, стружкою, навкруги й охолодною рідиною.

Abstract

Thermal processes at grinding with cooling

In activity the solution of a problem on a temperature field of a band source permitting more correctly is given to approach to a problem of distribution of heat selected(allocated) in a grinding area, between an item, swaft, circle and cooling liquid.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ ШЛИФОВАНИИ КРУГАМИ СО СПИРАЛЬНЫМИ КАНАВКАМИ НА ПЕРИФЕРИИ

Якимов А.А., канд. техн. наук, Новиков Ф.В., докт. техн. наук,
Дмитриева С.Ю., Кулик В.П.

(Одесский Национальный политехнический университет,
Харьковский государственный экономический университет)

В работе предложен метод шлифования кругами со спиральными канавками на периферии, позволяющий управлять теплонапряженностью процесса. Дана методика расчета температур.

На торцевых поверхностях зубчатых колес часто появляются шлифовочные прижоги и трещины. Для устранения шлифовочных дефектов предлагается использовать прерывистые круги со спиральными канавками на периферии.

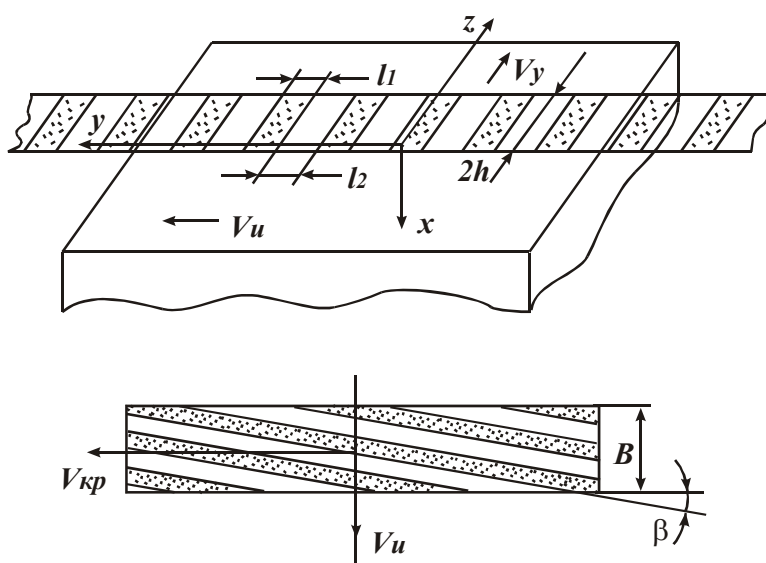


Рис.1. Расчетная схема.

В работах [1,2,3 и др.] приведена общая теория прерывистого шлифования, основной эффект которого состоит в снижении температуры резания. Однако, в указанных работах отсутствуют методики расчета температуры при шлифовании прерывистыми кругами со спиральными канавками по периферии, которые необходимы для выявления путей эффективного использования этих прогрессивных конструкций шлифовальных кругов. В связи с этим, целью настоящей статьи является теоретическое исследование температуры при шлифовании прерывистыми кругами со спиральными канавками по периферии и оценка технологических возможностей процесса в плане снижения теплонапряженности шлифования.

Для определения степени понижения температуры от прерывания процесса шлифования рассмотрим следующую тепловую схему (рис. 1).

По поверхности $X=0$ полубесконечного тела движется бесконечно-длинный тепловой источник шириной $2h$ со скоростью V_q в направлении оси Z .

Внутри этого источника двигаются со скоростью V_u микроисточники шириной l_1 . Расстояние между микроисточниками l_2 . Если считать, что за время разрыва процесса резания на поверхность действует тепловой поток отрицательной интенсивности, то уравнение для поверхностной температуры можно записать в виде

$$\theta = \theta_0 - \Delta\theta, \quad (1)$$

где θ_0 – температура шлифования при действии сплошного источника тепла. [5]

$$\theta_0 = \frac{2q_0 \sqrt{aZ}}{\lambda \sqrt{\pi V_q}}, \quad (2)$$

где Z – координата макроисточника равная расстоянию $V_q \tau$, q_0 – плотность теплового потока при шлифовании кругом со сплошной рабочей поверхностью $\text{Вт}/\text{м}^2$; a – коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$; λ – коэффициент теплопроводности $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$; V_q – скорость перемещения зоны контакта в направлении продольной подачи стола; $\Delta\theta$ – степень понижения температуры от стока тепла за время прерывания действия теплового источника. Величина понижения температуры определяется [4]

$$\Delta\theta = \frac{2(q_0 - \psi q_0) \sqrt{a}}{\lambda \sqrt{\pi V_u}} \cdot f(y'), \quad (3)$$

где ψ – коэффициент, характеризующий степень понижения интенсивности теплового потока за период прохождения впадины l_2 .

При $\psi = 1$ степень понижения температуры $\Delta\theta = 0$. Этот случай отражает процесс шлифования сплошным кругом. В зависимости от конструкции прерывистых кругов параметр ψ может изменяться от 1 до 0. Если за период разрыва процесса резания из зоны контакта будет отводиться тепло за счет охлаждающих средств, то параметр ψ может иметь отрицательное значение (рис. 2). Функция $f(y')$ характеризует суммарную

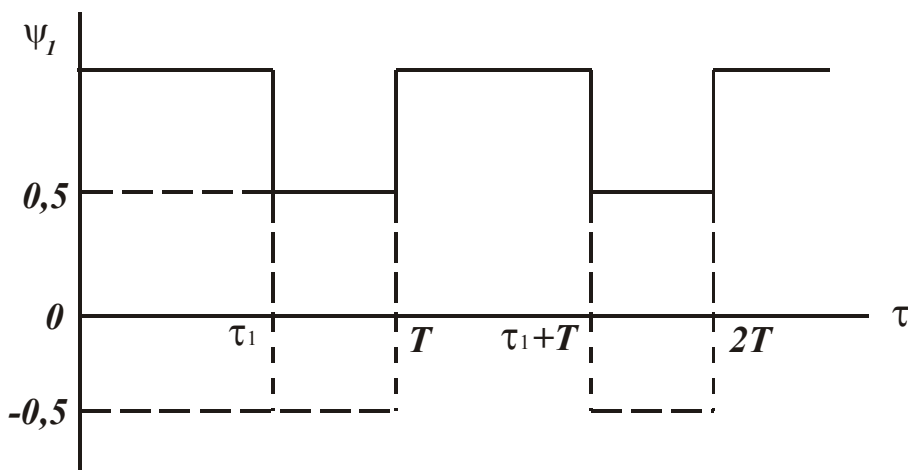


Рис. 2. Функция изменения плотности теплового потока во времени.

протяженность промежутков между режущими выступами $\sum l_2$, которые проходят над исследуемой точкой детали за время τ . Эта функция может быть представлена в виде [5]

$$f(y') = \sum_{i=0}^{n-1} (\sqrt{y' - i\Delta} - \sqrt{y' - i\Delta - l_2}), \quad (4)$$

где $\Delta = l_1 + l_2$ (l_1, l_2 – длина режущего выступа и длина впадины соответственно); i – количество тепловых импульсов, действующих на фиксированную точку поверхности детали за время τ .

Координата y' микроисточника соответствует расстоянию от фиксированной точки детали в направлении оси Y равному $V_u \tau = \frac{Z}{V_q} V_u$.

Координаты макроисточника и микроисточника связаны между собой соотношением $\frac{y'}{V_u} = \frac{Z}{V_q}$ откуда $y' = \frac{V_u}{V_q} Z$, $V_u = V_{kp} \cdot \operatorname{tg}\beta$ (β – угол наклона спиральных канавок (рис. 1))

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{(l_1 + l_2)m}{\pi D_{kp}},$$

где m – число заходов спиральных канавок, D_{kp} – диаметр круга.

Количество микроисточников, прошедших через фиксированную точку поверхности детали за время, τ равно

$$n = E \left(\frac{V_u \cdot Z}{V_q \cdot \Delta} \right), \quad (5)$$

где E – целая часть.

Суммируя все микроисточники, прошедшие над фиксированной точкой поверхности детали, выражение (3) принимает вид

$$\Delta\theta = \frac{2(q_0 - \psi q_0) \sqrt{a}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi \cdot V_u}} \sum_{i=0}^{n-1} (\sqrt{y' - i\Delta} - \sqrt{y' - i\Delta - l_2}). \quad (6)$$

Температура шлифования достигает своего максимального значения на задней кромке теплового источника. Принимая $Z = 2h$, выражение (4) примет вид

$$f(y') = \sum_{i=0}^{n-1} \left(\sqrt{\frac{2h}{V_q} V_u - i\Delta} - \sqrt{\frac{2h}{V_q} V_u - i\Delta - l_2} \right). \quad (7)$$

Используя обозначения

$$N = E \left(\frac{V_u \cdot 2h}{V_q \cdot \Delta} \right), \quad (8)$$

где E – целая часть, получим функцию

$$f(y') = \sum_{i=0}^{N-1} \left(\sqrt{(N-i)\Delta} - \sqrt{\Delta(N-i) - \frac{l_2}{\Delta}} \right). \quad (9)$$

Выражение (9) для удобства его использования представим в виде

$$f(y') = \sqrt{N \cdot \Delta} \cdot f_N\left(\frac{l_2}{\Delta}\right). \quad (10)$$

Приравнявая выражения (9) и (10) получим

$$f_N\left(\frac{l_2}{\Delta}\right) = \frac{1}{\sqrt{N}} \cdot \sum_{i=0}^{N-1} \left(\sqrt{N-i} - \sqrt{N-i - l_2/\Delta} \right).$$

С учетом этого величина понижения температуры на задней кромке теплового источника с микропрерыванием процесса резания определится из выражения

$$\Delta\theta = \frac{2(q_0 - \psi q_0) \cdot \sqrt{2h \cdot a}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi V_q}} \cdot f_N\left(\frac{l_2}{\Delta}\right). \quad (11)$$

Максимальное значение температуры шлифования на задней кромке теплового источника определяется из выражения

$$\begin{aligned} \theta_{max} = \theta_{0max} - \Delta\theta &= \frac{2q_0 \sqrt{2h \cdot a}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi \cdot V_q}} - \frac{2(q_0 - \psi q_0) \sqrt{2h \cdot a}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi \cdot V_q}} f_N\left(\frac{l_2}{\Delta}\right) = \\ &= \frac{2q_0 \sqrt{2h \cdot a}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi \cdot V_q}} \left[1 - (1 - \psi) \cdot f_N\left(\frac{l_2}{l_2 + l_1}\right) \right]. \end{aligned} \quad (12)$$

Выражение (12) можно представить в виде

$$\theta_{max} = \frac{2q_0 \sqrt{2h \cdot a}}{\lambda \sqrt{\pi \cdot V_q}} \cdot k,$$

где k – коэффициент, определяющий понижение температуры, связанное с наличием на рабочей поверхности круга спиральных канавок (рис. 1).

$$k = 1 - (1 - \psi) \cdot f_N\left(\frac{l_2}{l_1 + l_2}\right).$$

Для оценки влияния степени понижения температуры $\Delta\theta$ произведены расчеты параметра k . Исходные данные для расчета: $t=0,05$ мм; $D_{кр}=200$ мм; $l_1=2,5$ мм; $l_2=2,5$ мм; $V_{кр}=30$ м/с; $m=4$;

$$tg\beta = \frac{(l_1 + l_2)m}{\pi \cdot D} = \frac{5 \cdot 4}{3,14 \cdot 200} = 0,03185; \quad V_u = V_{кр} \cdot tg\beta = 30 \cdot 0,03185 = 0,9554 \text{ м/с}.$$

В табл.1 представлены расчетные данные параметра k для различных значений скоростей V_q и коэффициента ψ .

Таблица 1

$V, \text{ м/мин}$	N	$f(l_2/\Delta)$	K			
			$\psi=0,5$	$\psi=0$	$\psi=0,5$	$\psi=1$
6	6	0,400	0,400	0,600	0,800	0
8	4	0,378	0,433	0,622	0,811	0
10	3	0,362	0,457	0,638	0,819	0

Из данных, приведенных в таблице, следует, что наиболее существенное влияние на температуру шлифования оказывает не число микроисточников N , а параметр Ψ .

При $\Psi=1$ степень понижения температуры равна нулю. Это условие соответствует процессу шлифования сплошным кругом.

При $\Psi=0,5$ температура в зоне контакта понижается на 19–20 %. Это условие соответствует процессу шлифования композиционным кругом, т.е. кругом, промежутки между режущими выступами которого заполнены, например, графитовыми вставками.

При $\Psi=0$ температура шлифования по сравнению со сплошным кругом снижается на 36–40%. Это условие соответствует процессу прерывистого шлифования с прорезанными на периферии круга наклонными пазами.

При отрицательном значении параметра Ψ , например, $\Psi=0,5$ температура шлифования понижается на 55–60% по сравнению со сплошным шлифованием. Это условие соответствует случаю прерывистого шлифования при наличии интенсивного охлаждения поверхности в момент прохождения над зоной контакта выреза.

Таким образом, на основе проведенных исследований доказана эффективность применения прерывистых кругов со спиральными канавками по периферии, позволяющих снизить температуру резания. В дальнейших исследованиях необходимо получить теоретические решения по определению максимально возможной производительности обработки с учетом ограничений по температуре резания и решить задачу выбора оптимальных режимов резания и характеристик круга.

Список литературы

1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
2. Якимов А.В. Прерывистое шлифование. – К.: Вища школа, 1986. – 175 с.
3. Теплофизика механической обработки: Учеб. пособие/ А.В. Якимов, П.Т. Слободяник, А.В. Усов. – К.: Одесса: Лыбидь, 1991. – 240 с.
4. Силин С.С. Расчет температурных полей при действии движущихся источников тепла (Инженерно-физический журнал – 1963. – т. № 12. с.763-766).
5. Свирцев В.И. Аналитическое описание теплонапряженности процесса шлифования инструментом с регулярно – сформированным макрорельефом. Совершенствование процессов абразивно-алмазной и упрочняющей обработки в машиностроении. Пермский политехнический институт, г. Пермь, –1992. с.29-42.

Анотація

Дослідження температури при шліфуванні колами зі спіральними канавками на периферії

У роботі запропонований метод шліфування колами зі спіральними канавками на периферії, що дозволяє керувати теплонапруженістю процесу. Дано методику розрахунку температур.

Abstract

Research of temperature at grinding circles with helical flutes on peripheral

In activity the method of grinding circles with helical flutes on peripherals permitting to operate by calorific intensity of process is offered. Dan a technique of calculation of temperatures.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ КОАКСИАЛЬНЫХ ЦИЛИНДРОВ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ

Колодяжный А.В., канд. техн. наук, Вакуленко К.В.,
Чернобрышко М.В., канд. техн. наук
(ИПМаш НАН Украины)

Исследуется влияние температурных напряжений, возникающих при соударении двух цилиндрических оболочек в зоне их контакта. Показана необходимость учета центробежной силы, действующей на метаемую оболочку.

Высокоскоростное деформирование конструктивных элементов вызывает значительное повышение температуры, что в свою очередь приводит к возникновению температурных напряжений. При исследовании напряженно-деформированного состояния, возникающие температурные напряжения существенно влияют на значения суммарных напряжений. Поэтому в ряде практических задач пренебрегать ими нежелательно. Исследуемая ниже проблема имеет место при соударении и сварке эквидистантно расположенных пластин или оболочек.

Целый ряд технологических процессов, связанных с образованием неразъемных соединений, сопровождается интенсивным тепловыделением в зонах контактного взаимодействия. Высокие температуры вызывают значительные напряжения, влияющие на протекающие процессы. Все это обуславливает необходимость отдельного изучения температурных напряжений и их влияния на качество соединений.

Сварка взрывом позволяет получать изделия различной конфигурации из материалов, сварка которых традиционными способами затруднена и даже невозможна. Процесс сварки-пайки происходит, если между соединяемыми поверхностями добавить слой припоя, что значительно повышает качество сварного соединения, поскольку технологические параметры для пайки изделий не требуют строгого выполнения таких условий, как величина угла столкновения и скорости взаимодействия.

Механизму сварки взрывом посвящен ряд работ [1-4], в которых, однако остался до конца не выяснен физический аспект сварки. В частности в работе [3], не уделяется внимание вопросу тепловыделения в момент соударения. При математическом моделировании сварки-пайки кроме определения напряженно-деформированного состояния системы необхо-

дим учет температурного поля в зоне контакта соединяющихся элементов. Однако, все ранее предложенные схемы сварки взрывом [1] предполагают, что в зоне контакта материал находится в жидком состоянии. Изучение тепловыделения в процессе соударения требует более точного учета скорости точки контакта, как в нормальном, так и в тангенциальном направлениях. Именно относительная скорость в тангенциальном направлении при контакте соударяющихся элементов и вызывает силу трения скольжения, которая является физическим механизмом тепловыделения.

При малых скоростях скольжения ($v_0 \leq 3$ м/с) коэффициент трения совместно с нормальным давлением P_n определяют тепловыделение и имеют максимум в области (1,5...2,0) м/с. При этом для малых P_n имеет место монотонный рост коэффициента трения, а для больших (в указанном диапазоне) – экспоненциальное его снижение [5]. Температура трения Θ_f при $v \neq 0$ определяется как

$$\Theta_f = 2kP \left(1 + \frac{1}{\sqrt{r}}\right) \frac{v \cdot r}{4a_2} \frac{1}{\gamma_2 c \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_2} + 1\right) \sqrt{\frac{\pi}{2} \frac{v \cdot r}{4a_2}}} \quad (1)$$

где k – коэффициент трения; P – удельное давление (при статическом контакте по Герцу); v – скорость скольжения; r – радиус площади контакта; γ_2 , a_2 , c , λ_2 – соответственно удельный вес, температуропроводность, теплоемкость, теплопроводность движущегося тела; λ_2 – теплопроводность неподвижного тела.

Без больших погрешностей можно (1) записать так:

$$\Theta_f \approx kP \sqrt{l \cdot v \cdot a} / \lambda \quad (2)$$

Расчет по (2) дает $v=20$ м/с, $\Theta_f=318^\circ\text{C}$; $v=2 \cdot 10^3$ м/с, $\Theta_f \approx 3200^\circ\text{C}$, при параметрах трения соударения : $v=2 \cdot 10^3$ см/с и $2 \cdot 10^5$ см/с, $2\lambda_2=5 \cdot 10^{-3}$ см, $\lambda_1=2,6 \dots 4,0$ кг/см · см · с · град, $a_1=0,079 \dots 0,096$ см²/с; $P=4 \cdot 10^3$ кг/см².

Рассмотрим наиболее распространенные схемы сварки взрывом: косоугольную, с начальным углом α , и параллельную. Для случая косоугольной схемы одна точка метаемой оболочки неподвижна, а вся длина ее совершает вращательное движение, имея в каждой движущейся точке линейную скорость V_0 , которая приобретает в процессе детонации взрывчатого вещества (ВВ). Скорость v_x можно придать одному из свариваемых элементов, осуществив на торце электрический взрыв проводника или детонацию шнура.

Разобьем образующую метаемого тела на участки Δl_i с массами Δm_i , размещенными в центрах участков. Центробежная сила, действующая на

участки метаемого тела $F = \sum_{l=1}^n \frac{\Delta m_l V_D^2}{r_l}$, где r_l – расстояние от центра.

Если для оценки радиальных напряжений всю массу метаемой обо-

лочки сосредоточить в середине оболочки, то нижняя половина будет растягиваться этой массой с силой $F = 14,4 \cdot 10^4$ Н.

По всей длине перед соударением метаема оболочка в тангенциальном направлении приходит в движение и претерпевает растяжение-сжатие, т.е. в момент начала ударного контактного взаимодействия начальные условия будут:

$$V_r = V_0 \cos\alpha \Rightarrow 1, V_z = V_0 \sin\alpha + V_x,$$

т.е. $V_z = f(t, z, \dot{z})$ в начальный момент расчета контактного взаимодействия. Таким образом, в зоне контакта при сварке взрывом возникает большая сила трения, вызывающая процесс тепловыделения:

$$F_{mp} = \sigma_r f(t, z, \dot{z})$$

Если теперь рассмотреть математическую модель сварки взрывом с уточненными граничными условиями, порожденными центробежной силой, то получим численное решение, дающее значение $f(t, z, \dot{z})$, а значит, и оценку силы трения, и необходимое тепловыделение (в зависимости от заряда ВВ). Значительная часть кинетической энергии метаемой оболочки перейдет в тепло, и если на неподвижном ударяемом элементе зафиксировать тонкий слой припоя, то при определенных условиях можно его расплавить. Для этого составим динамический тепловой баланс:

$$\frac{MV_D^2}{2} = m_1 c (T_\sigma - T_0) + \lambda m_1 T_{nl}, \quad (3)$$

где M – поверхностная масса метаемой оболочки, m_1 – поверхностная масса слоя, толщиной $\delta = 80 \dots 150$ мкм, T_0 – температура метаемой оболочки перед контактным взаимодействием. δ состоит из слоя припоя и двух слоев конструкционного материала, т.е. это толщина конструктивных соударяющихся слоев сильного разогрева.

Рассматривалось соударение коаксиальных цилиндров и их совместное деформирование при сварке-пайке взрывом. Цилиндры расположены эквидистантно с зазором δ . На внешнюю поверхность внутреннего цилиндра нанесен слой высокопрочного припоя с температурой плавления 1150 °С. Внутренний цилиндр подвергается воздействию осесимметричной импульсной нагрузки, распространяющейся в осевом направлении с постоянной или переменной скоростью. В результате нагружения происходит его деформирование. Когда радиальные перемещения какой-нибудь точки его внешней поверхности превышают расстояние δ , происходит столкновение. Поскольку импульсная нагрузка перемещается в направлении оси Oz , то зона контакта также будет перемещаться вдоль цилиндра со скоростью, близкой к скорости детонации ВВ. Если температура в зоне контакта достигает значения температуры плавления припоя 1150 °С, то происходит процесс пайки, а когда температура превышает 1600 °С и угол

столкновения равен $7...35^0$, то идет процесс сварки цилиндров.

В цилиндрической системе координат уравнение теплопроводности для внутреннего цилиндра имеет вид [2]

$$\frac{\partial^2 T(r, z, t)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T(r, z, t)}{\partial r} + \frac{\partial^2 T(r, z, t)}{\partial z^2} - \frac{1}{a_r} \frac{\partial^2 T(r, z, t)}{\partial r^2} = 0 \quad (4)$$

где r, z - цилиндрические координаты, t - время.

$$\text{Начальное условие: } T(r, z, 0) = T(r, z, t_{\text{ст}}) = T_{\text{ст}}. \quad (5)$$

Граничные условия для уравнения (4):

$$\text{на внешней поверхности } r = R_H : \frac{\partial T(R_H, z, t)}{\partial r} + \frac{\alpha}{\lambda_T} T(R_H, z, t) = \frac{\alpha}{\lambda_T} T_0, \quad (6.1)$$

$$\text{на внутренней поверхности } r = R_B : \frac{\partial T(R_B, z, t)}{\partial r} = \frac{q(v_{\text{н0}})}{\lambda_T}, \quad (6.2)$$

$$\text{на торцах цилиндра } z = 0, z = L : \frac{\partial T(r, z, t)}{\partial z} + \frac{\alpha}{\lambda_T} T(r, z, t) = \frac{\alpha}{\lambda_T} T_0, \quad (6.3)$$

где α - коэффициент теплоотдачи; λ_T - коэффициент теплопроводности; $q(v_{\text{ст}})$ - плотность теплового потока, определяемая с учетом (2).

Дифференциальное уравнение (4) с условиями (5-6) решаются методом конечных разностей. Следует заметить, что применение метода конечных элементов для исследования больших пластических деформаций нежелательно, т.к. ведет к значительным погрешностям вычислений.

$T_{\text{ст}}$ берем в виде распределения температуры вдоль цилиндра к моменту столкновения. Из соотношения (3) определяем скорость разгона при метании за счет ВВ, чтобы кинетической энергии было достаточно для производства сварки-пайки, а из уравнения теплопроводности (4) получим время снижения температуры от $T_{\text{ст}}$ до $T_{\text{пл}}$.

Температура в зоне контакта оболочки формируется из температуры, выделившейся в результате пластической деформации метаемого тела до соударения, и температуры, выделившейся в тонком слое $\delta = 150$ мкм в результате их столкновения с трением (скольжение вдоль зоны контакта). Температура метаемой оболочки к моменту столкновения (адиабатический нагрев) будет [3]:

$$T_{\text{н0}} = T_0 + \frac{f}{c\rho} \int_0^{\delta f} \sigma d\varepsilon$$

где T_0 - начальная температура цилиндра c - удельная теплоемкость, ρ - плотность, $\sigma(r, t)$ и $\varepsilon(r, t)$ - истинные напряжение и деформация, f - параметр, определяющий часть работы деформации, переходящей в тепловую энергию.

Экспериментальным путем установлено [3] для стали $f = 0.865$, однако часто используются значения $f = 0.9$ или $f = 1$.

Расчеты проведены для стального цилиндра длиной $L = 21 \cdot 10^{-2}$ м,

наружным и внутренним радиусами $R_H = 4,2 \cdot 10^{-2}$ м, и $R_B 3,4 \cdot 10^{-2}$ м. Значения параметров материала слоя принимались следующими: модуль упругости $E = 2,1 \cdot 10^{11}$ Па; коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$; плотность $\rho = 7,8 \cdot 10^3$ кг/м³; предел пластичности $\varepsilon^s = 1,43 \cdot 10^{-3}$; параметры учета влияния скорости деформации $\lambda_n = 0,992$; $D = 396$ с⁻¹; $n = 7,14$.

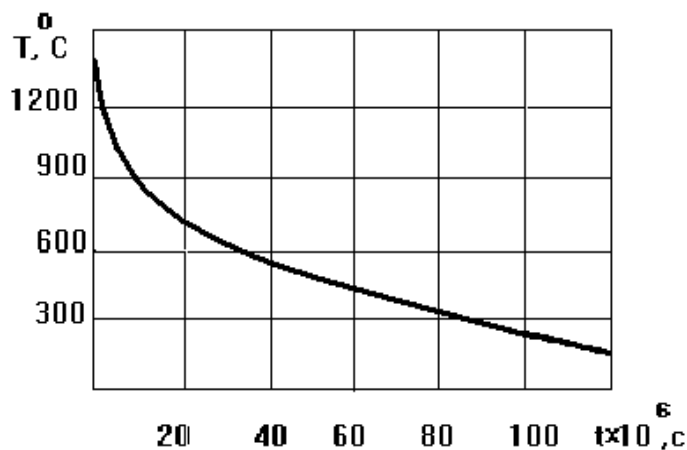


Рис. 1. Падение температуры во времени.

условия схватывания припоя, расположенного в виде тонкого слоя между соударяющимися поверхностями.

В случае приложения активной нагрузки не по всей длине цилиндра, а локально со стороны одного из торцов, распределение температуры по всей его длине будет неравномерным. Наблюдается характерное падение температуры ко второму краю цилиндра.

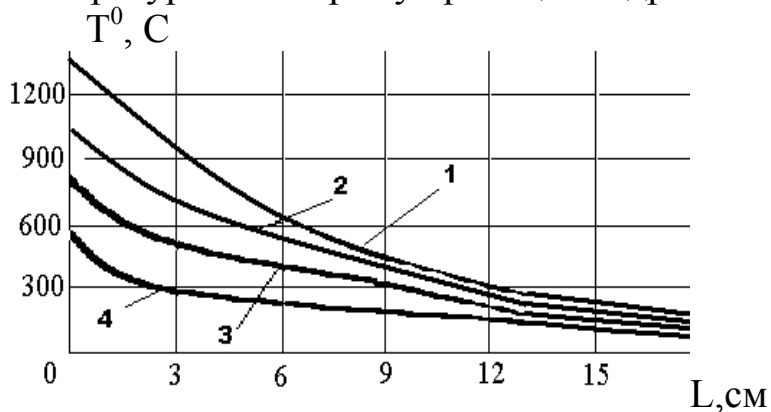


Рис. 2. Распределение температуры вдоль длины цилиндра.

некоторые особенности деформирования свариваемых цилиндров торцевой области [6].

В торцевой области возникают значительные растягивающие деформации и напряжения, приводящие в ряде случаев к повреждению или даже откольному разрушению материалов.

Результаты численного моделирования подтвердили факт значительного увеличения напряжений и деформаций в торцевой области ос-

На рис. 1 представлена временная зависимость температуры T , характеризующая ее диффузию в направлении, нормальном к соударяющимся поверхностям. По данной кривой можно выбрать определенный временной интервал, где температура будет находиться в заданном диапазоне. Например, для удовлетворения

На рис. 2 представлены графики падения температуры. Кривые 1 – 4 соответствуют моментам времени $t = t_{ст}$, $t = 20 \cdot 10^6$ с, $t = 40 \cdot 10^6$ с, $t = 60 \cdot 10^6$ с. После столкновения, прогревание цилиндрических слоев происходит неравномерно, с ”запаздыванием”. Необходимо отметить

нового цилиндра при приближении к нему импульса нагрузки и последующего завершения его действия. Причем с ростом скорости движения нагрузки деформации ε_{rz} и растягивающие напряжения σ_y значительно возрастают, а зона их локализации у торца цилиндра сужается, величина растягивающих деформаций ε_z практически не изменяется.

На основе предложенной математической модели был разработан алгоритм определения температурных параметров тепловыделения при высокоскоростном соударении эквидистантных цилиндров. Это позволяет совмещать два технологических процесса: сварку взрывом и кинематическую пайку, что в свою очередь позволяет снизить трудоемкость производства в 2-3 раза и одновременно затраты энергии. Данная методика также может быть расширена на случай пространственно неоднородной задачи.

Список литературы

1. Дерibas А.А. Физика упрочнения и сварки взрывом. – Новосибирск: Наука, 1980. - 222с.
2. Коваленко А.Д. Термоупругость пластин и оболочек. – Киев: Изд-во Киевского университета.- 1971. - 284 с.
3. Харченко В.В. Моделирование процессов высокоскоростного деформирования материалов с учетом вязкопластических эффектов. – Киев: Институт проблем прочности НАН Украины, –1999. – 280 с.
4. L. Kruszka, W.K. Nowacki Thermoplastic analysis of normal impact of long cylindrical specimen // Shell structure theory and application. Gdansk (Polska) 2002. – P. 324 – 331.
5. Крагельский И.В. Виноградова И.Э. Коэффициент трения. М.: Машгиз, 1955. – 188 с.
6. Колодяжный А.В., Чернобрышко М.В. О роли трения в сварке взрывом. // Проблемы машиностроения. – 2001.-Т.4, № 3-4. – С. 127 - 130.

Анотація

Дослідження температурних напруг коаксіальних циліндрів при високошвидкісному деформуванні

Досліджується вплив температурних напруг, що виникають під час зіткнення двох циліндричних оболонок в зоні їх контакту. Показано необхідність урахування відцентрової сили, що діє на оболонку, яку кидають.

Abstract

Investigation of temperature stresses of coaxial cylinders under high-speed deformation

The influence of temperature stresses arising at impact of two cylindrical shells in a zone of their contact is researched. The necessity of the registration of a centrifugal force which is operational on thrown shell has been demonstrated.

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ИСХОДНОЙ ДЕФЕКТНОСТИ НА ХАРАКТЕР РАЗРУШЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧЕК ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Милешкин М.Б., канд. техн. наук, Библик И.В.

(ИПМаш НАН Украины)

С помощью специального расчетно-экспериментального метода исследовано влияние исходной дефектности на акустическую эмиссию, прочность и характер разрушения оболочек из полимерных композитов. Установлено, что с целью отработки технологии производства изделий из полимерных композитов целесообразно использовать приведенный компьютерный анализ акустико-эмиссионной информации.

Полимерные композиционные материалы (ПКМ) находят все большее применение в различных отраслях народного хозяйства. Однако по сравнению с традиционными конструкционными материалами (в первую очередь, металлами и сплавами) ПКМ характеризуются более значительным разбросом механических свойств. Кроме того, ПКМ практически всегда характеризуются неоднородностью структуры, степень которой существенно зависит от дефектов, образующихся в процессе переработки материала в изделия, дефектов исходного сырья и дефектов, возникающих во время эксплуатации изделия. Дефекты в ПКМ могут быть различных видов и достаточно многообразны [1,2].

Выявление достаточно точного влияния различных дефектов на прочность ПКМ экспериментальным путем затруднено именно в силу существенного разброса свойств даже как бы "бездефектных" изделий. Наиболее широко для изучения кинетики разрушения ПКМ применяется метод акустической эмиссии (АЭ), однако и он не позволяет оценивать раздельное влияние различных видов дефектов.

В последние годы авторами был развит специальный расчетно-экспериментальный метод (РЭМ) [3], который в принципе позволяет учитывать влияние всех возможных видов дефектов на прочность.

Настоящая работа и посвящена анализу влияния основных видов исходной дефектности на характер разрушения цилиндрических оболочек из ПКМ, полученных методом мокрой намотки.

Ранее проведенные исследования [4] показали, что при нагружении внутренним давлением стекло- и органопластиковых цилиндрических

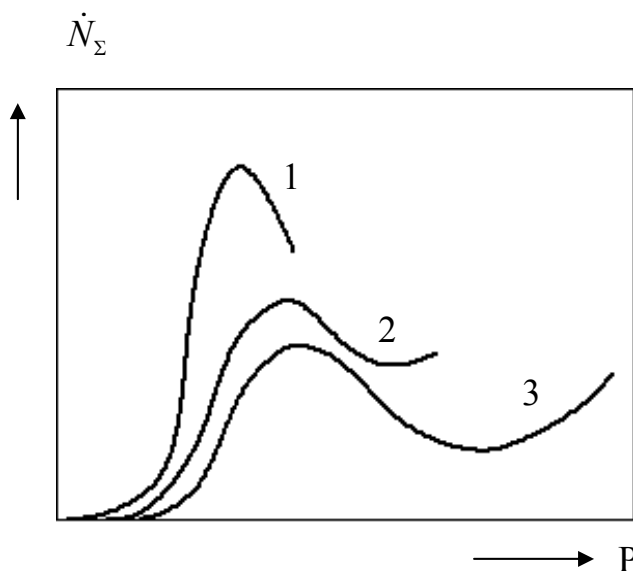


Рис. 1. Изменение активности АЭ при ступенчатом нагружении оболочек.

оболочек с днищами характерным является наличие пика на кривой зависимости активности АЭ от давления в оболочке (как при ступенчатом, так и при непрерывном нагружении). Однако дальнейший ход кривой (до разрушения оболочки) может существенно отличаться. Возможны три варианта (рис. 1): разрушение на спаде после максимума (кривая 1), разрушение после незначительного подъема (кривая 2) и разрушение после достаточно длительного подъема после максимума (кривая 3). При

этом прочность оболочек также существенно отличается.

Вначале исследовалось влияние числа "дефектных" волокон и поверхностей раздела на прочность однонаправленных образцов при одноосном нагружении. Результаты представлены на рис. 2. Оказалось, что при полностью "разрушенных" поверхностях раздела (несвязанный пучок волокон) прочность образца падает приблизительно в 3 раза по сравнению с "бездефектным", а при 60 % "разрушенных" волокон – практически до нуля.

Перейдем к рассмотрению результатов применения РЭМ для оболочек, состоящих из 12 слоев (шести кольцевых и шести спиральных, угол намотки составлял 70°).

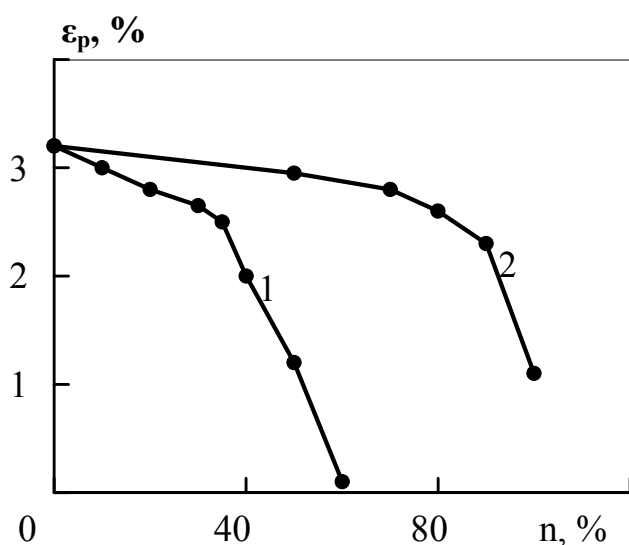


Рис. 2. Зависимость деформации разрушения (ϵ_p) однонаправленного композита от доли "разрушенных" элементов (n) волокон (1) и поверхностей раздела (2).

На рис. 3-5 представлены зависимости, аналогичные приведенным на рис. 1, но полученные с помощью РЭМ.

На рис. 3 приведены зависимости числа разрушенных элементов от давления в оболочке для различных распределений предельных деформаций в матрице. На рис. 3,а кривая 1 – максимум нормального распределения 0,3 % в спиральных слоях и 0,6 % в кольцевых слоях оболочки,

кривая 2 – максимум нормального распределения 0,6 % в спиральных слоях и 0,3 % в кольцевых слоях оболочки.

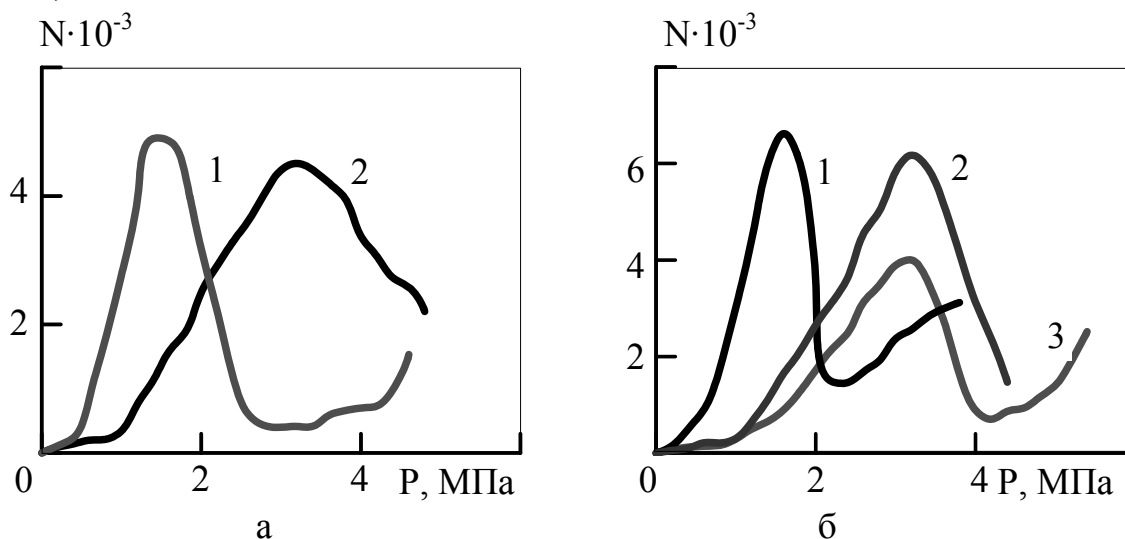


Рис. 3. Зависимость числа разрушенных элементов (N) от давления в оболочке

На рис. 3, б кривая 1 – максимум нормального распределения предельных деформаций в матрице и в спиральных, и в кольцевых слоях составлял 0,3 %, кривая 2 – во всех кольцевых слоях максимум 0,3 %, во всех спиральных – максимум 0,6 %, кривая 3 – во всех слоях максимум 0,6 %. Распределение волокон для всех случаев одинаковое: нормальное с максимумом 2,0 %.

На рис. 4, а рассмотрены следующие случаи: различное распределение предельных деформаций для матрицы (максимум нормального распределения 0,6 % - кривая 1 и 0,9 % - кривая 2), отклонение от угла намотки спиральных слоев оболочки (кривая 3), увеличение "неэффективной" длины волокон (кривая 4), отсутствие связи на поверхностях раздела во всех слоях оболочки (кривая 5).

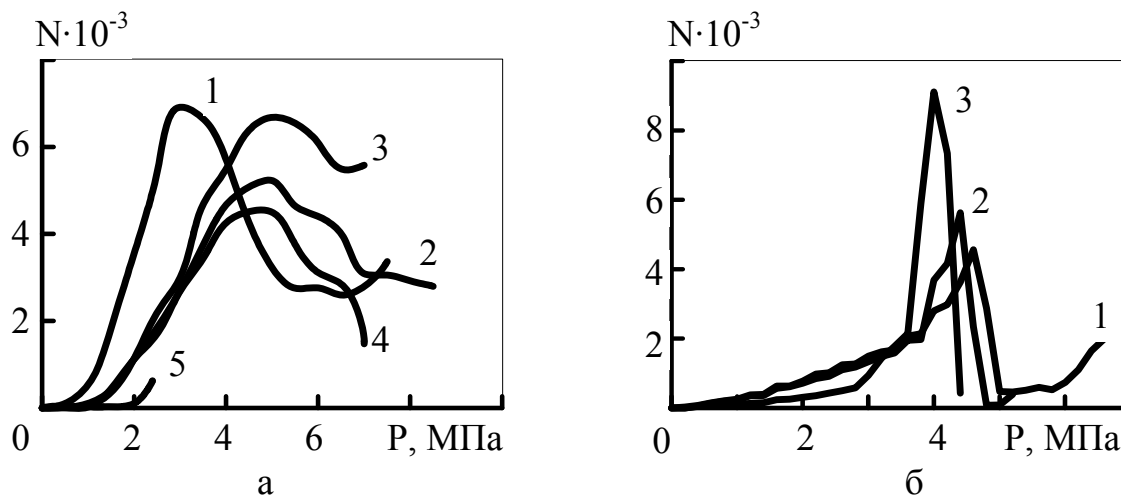


Рис. 4. Зависимость числа разрушенных элементов (N)
от давления в оболочке

Влияние числа "разрушенных" волокон отдельно в кольцевых и в спиральных слоях оболочки показано на рис. 4, б (кривая 1 – бездефектная оболочка, кривая 2 - в кольцевых слоях оболочки "разрушено" 50 % волокон, кривая 3 - в спиральных слоях оболочки "разрушено" 50 % волокон).

Анализ результатов применения РЭМ показывает, что наблюдаемые при натурных испытаниях низкие значения прочности оболочек не могут быть объяснены только изменением деформативности матрицы и прочности поверхностей раздела. Очевидно, что в ряде случаев имеет место и "предварительное" повреждение волокон. Также очевидно, что практически всегда исходная дефектность приводит к падению прочности. Однако существенное изменение характера разрушения наблюдается только в двух случаях (рис. 4, а, кривая 5 и рис. 4, б, кривая 3). В заключение отметим, что использование РЭМ с учетом реальной дефектности материала позволит повысить надежность изделий, а также определять их остаточный ресурс.

Список литературы

1. Технология производства летательных аппаратов из композиционных материалов / В.Е. Гайдачук, В.Д. Гречка, В.Н. Кобрин, Г.А. Молодцов. – Х.: Харьк. авиац. ин-т, 1989.- 332 с.
2. Росато Д.В., Грове К.С. Намотка стеклонитью. – М.: Машиностроение, 1969.- 311 с.
3. Mileshkin M.B., Biblik I.V. Diagnostics for strength of fibre-epoxy composite material wares using computer modeling of fracture processes // Proceedings 2nd Int. Conf. «Computer Methods and Inverse Problems in Nondestructive Testing and Diagnostics», Minsk, 1998. - P. 123 – 129.
4. Исследование особенностей разрушения стекло- и органопластиковых цилиндрических оболочек с днищами // И.С. Гузь, М.Б. Милешкин, Е.И. Музыка, С.В. Жученко, Е.В. Каневская, И.В. Библик // Механика композитных материалов.- 1981.- № 4.- С. 631-636.

Анотація

**Аналіз впливу вихідної дефектності на характер руйнування
циліндричних оболонок з полімерних композиційних матеріалів**

За допомогою спеціального розрахунково-експериментального ме-

тоду досліджений вплив вихідної дефектності на акустичну емісію, міцність і характер руйнування оболонок з полімерних композитів. Встановлено, що з метою відпрацювання технології виробництва виробів з полімерних композитів доцільно використовувати наведений комп'ютерний аналіз акустико-емісійної інформації.

Abstract

Analysis of initial defects influence on fracture character of cylindrical shells from polymeric composite materials

The influence of the basic kinds of defects on acoustic emission, strength and fracture mechanism of shells from polymeric composites is investigated by special calculate-experimental method. The expediency of using the computer analysis of acoustic emission information with the purpose of technology improvement of the manufacture of wares from polymeric composites is established.

ПРИМЕНЕНИЕ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ДЛЯ ОЦЕНКИ ПРОЧНОСТНОЙ НАДЕЖНОСТИ РАЗЛИЧНЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Библик И.В., Милешкин М.Б., канд. техн. наук
(ИПМаш НАН Украины)

Приведены результаты применения модернизированного расчетно-экспериментального метода для оценки прочностной надежности различных конструкционных материалов (композитов с полимерной матрицей, бериллия с небольшим содержанием окиси бериллия и трубной стали). Эта оценка может производиться как при конструировании материалов, так и при их эксплуатации с различными типами повреждений.

Обычно при проектировании изделий из каких-либо материалов выделяют четыре основных момента: разработку материалов, их оценку, проектирование изделия и прогнозирование его разрушения. В ряде случаев эта схема должна быть дополнена различными видами испытаний материалов, а затем и изделий (контрольно-технологическими, приемосдаточными, регламентными в процессе эксплуатации и др.). Основная задача этих испытаний – оценка реального уровня прочностной надежности и ресурса.

Очевидно, что необходимо стремиться к рассмотрению прочностных аспектов поведения материала на всех стадиях его жизненного цикла в рамках единой методологии. Трудности создания единой методологии связаны с несколькими причинами – многообразием материалов, многообразием механизмов деформации и разрушения и такими особенностями реальных материалов, как рассеяние свойств, наличие различных технологических и эксплуатационных дефектов, изменение свойств материала в процессе эксплуатации и др. [1].

Одним из возможных подходов к решению этой проблемы является применение специального расчетно-экспериментального метода (РЭМ) [2]. Этот метод реализуется в рамках традиционной модели прочностной надежности, но существенно отличается от традиционных подходов и по сути представляет собой имитационное компьютерное моделирование. Применение РЭМ имеет свои особенности в зависимости от вида конструкционного материала, т.е. от специфики реализации модели материала.

В настоящей статье последовательно рассмотрены примеры применения РЭМ для некоторых классов конструкционных материалов.

1. Оценку прочности при конструировании материала рассмотрим на примере полимерных композиционных материалов (ПКМ) и технического

бериллия с небольшим количеством примеси окиси бериллия, которая располагалась на границах приблизительно 25 % зерен. Размерность массива структурных элементов для всех расчетов составляла 300x300.

Для всех ПКМ объемная доля волокон 50 %, значения характеристик составляли:

- для борных волокон: модуль упругости - 400 ГПа, диаметр волокна - 100 мкм, распределение предельных деформаций по нормальному закону с максимумом при 0,9 % деформации;

- для стекловолокон: модуль упругости 90 ГПа, диаметр волокна – 8 мкм, распределение предельных деформаций по нормальному закону с максимумом при 1,9 % деформации;

- для высокомодульных углеволокон: модуль упругости 400 ГПа, диаметр волокна – 8 мкм, распределение предельных деформаций по нормальному закону с максимумом при 1,2 % деформации;

- для органоволокон: модуль упругости 120 ГПа, диаметр волокна – 12 мкм, распределение предельных деформаций по нормальному закону с максимумом при 1,6 % деформации.

- для матрицы (эпоксидная смола): модуль упругости 3,5 ГПа, распределение предельных деформаций по нормальному закону с максимумом при 3,0 % деформации.

Нагружение – одноосное растяжение. Шаг по деформации в направлении армирования 0,2 %. Диаграммы деформации приведены на рис. 1,а (1 - боропластик; 2 – углепластик; 3 – органопластик; 4 – стеклопластик).

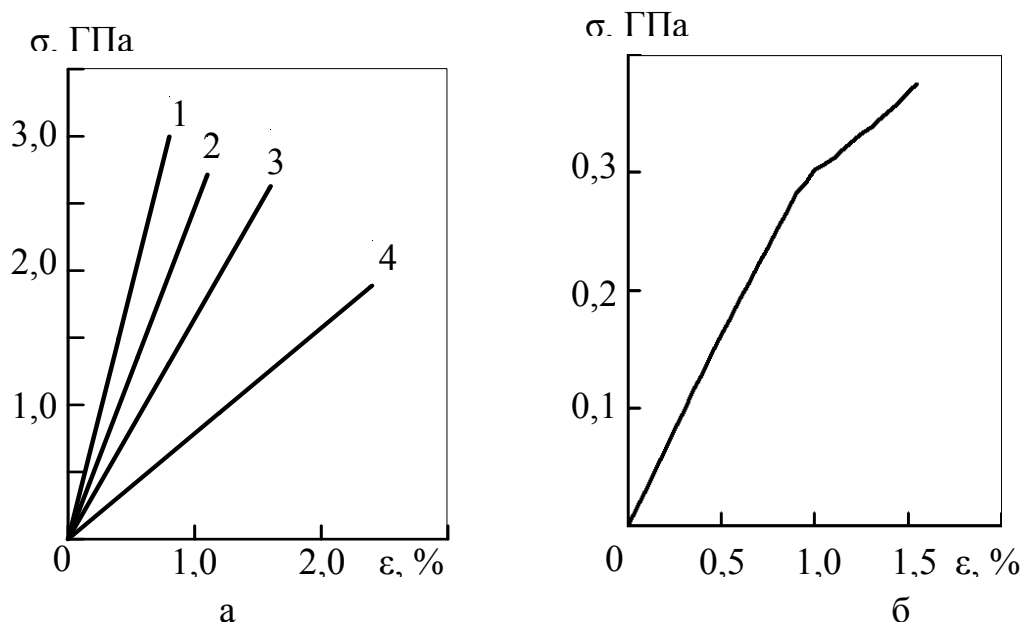


Рис. 1. Диаграммы деформации для различных ПКМ (а) и Be-BeO (б).

Результаты, полученные для системы Be - BeO, приведены на рис. 1,б. Значения характеристик составляли:

для бериллия: модуль упругости – 300 ГПа, размер зерна – 20 мкм, распределение предельных деформаций - по нормальному закону с максимумом при 1,8 % деформации;

для окиси бериллия: модуль упругости – 270 ГПа, размер прослоек по границам зерен – 2 мкм, при этом прослойки располагались как параллельно, так и перпендикулярно направлению приложения "нагрузки". Распределение предельных деформаций - по нормальному закону с максимумом при 0,7 % деформации.

2. Проектирование изделия и анализ путей повышения его прочности рассмотрены на примере стеклопластиковых цилиндрических оболочек с днищами. Оболочки, состоящие из 12 слоев (6 кольцевых и 6 спиральных), нагружались внутренним давлением.

Регистрация процесса разрушения при натурных испытаниях осуществлялась методом акустической эмиссии (АЭ). После отработки методики моделирования проводилось проектирование новых оболочек на основе результатов испытания образцов-свидетелей также с использованием метода АЭ. Результаты проектирования показали, что РЭМ может быть использован также и для исследования влияния исходных свойств компонентов на прочность. Например, увеличение деформативности матрицы (до 3-4 %) приводит к исчезновению раннего разрушения между волокнами (рис. 2,а) и увеличению прочности (рис. 2,б).

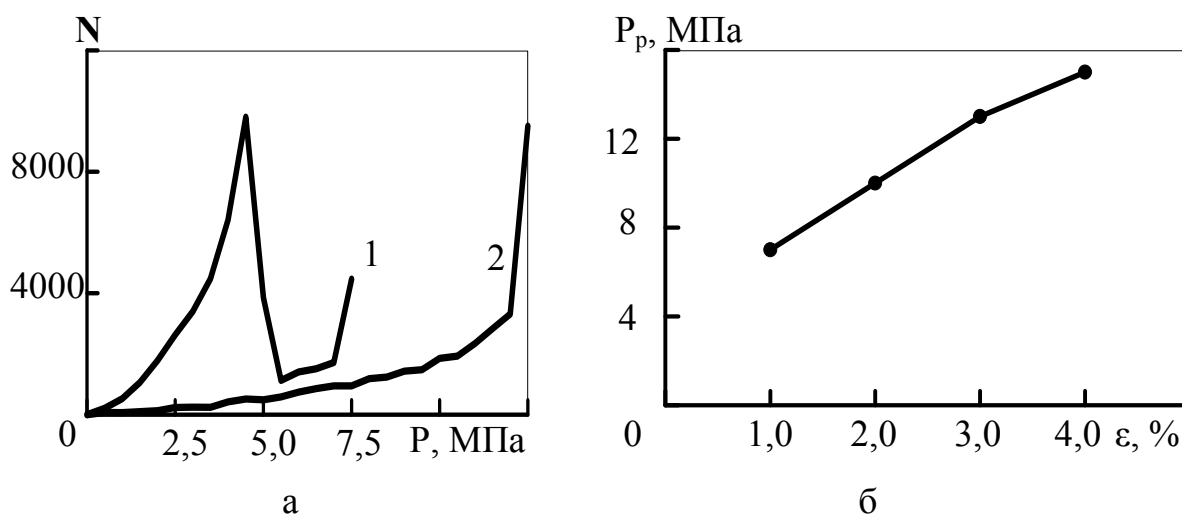


Рис. 2. Влияние деформативности матрицы на характер разрушения (а) и несущую способность оболочек (б).

3. Оценка прочностной надежности материала с эксплуатационными дефектами. Материал – трубная сталь. Типы повреждений – коррозия, трещины, “старение” (уменьшение деформации разрушения материала). Модель материала - при толщине трубы 10 мм и размере зерна стали 0,1 мм создавалась модель из 100 слоев. Шаг нагружения 1 %, подход к перераспределению напряжений – силовой.

Основным моментом в силовом подходе является выбор коэффициентов концентрации деформаций для различных видов повреждений. Исследования показали [3], что наилучшие результаты дает применение для учета концентрации деформаций ($\varepsilon_{дон}$) зависимости следующего вида

$$\varepsilon_{дон} = \Delta\varepsilon K 1,8 \sqrt{\pi l_{отн}},$$

где $\Delta\varepsilon$ - изменение деформации в структурном элементе, приходящееся на один шаг нагружения; $l_{отн}$ - относительная длина дефекта; K - коэффициент, зависящий от вида повреждений.

На рис. 3,а приведено изменение несущей способности элемента трубопровода при утонении для различных значений K (кривая 1 - $K = 0,1$, кривая 2 - $K = 0,5$, кривая 3 - $K = 1,0$), а на рис. 3,б - влияние исходной пластичности материала на несущую способность элемента трубопровода.

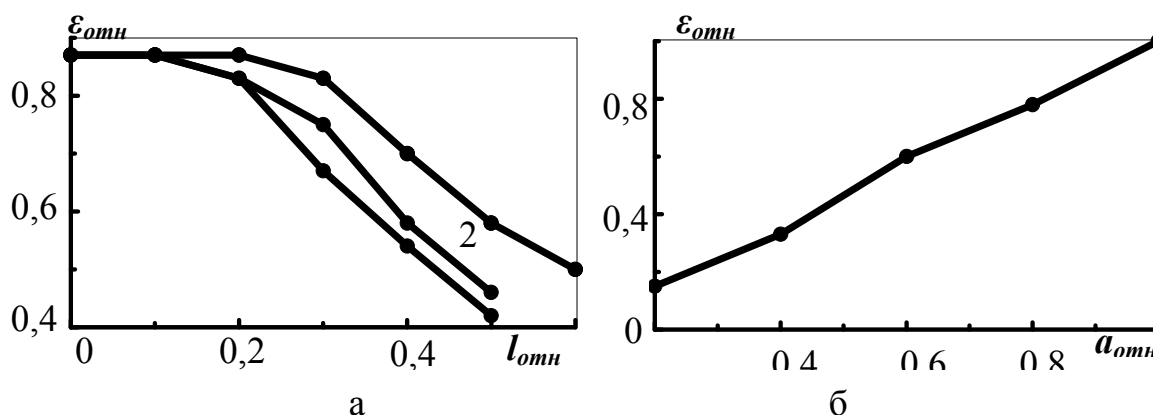


Рис. 3. Влияние утонения (а) и исходной пластичности материала (б) на несущую способность элемента трубопровода.

Результаты были получены при следующих условиях: вид распределения деформаций в материале - нормальное распределение; параметры распределения - a и σ (где a - математическое ожидание (среднее значение), σ - среднее квадратическое отклонение). Параметры распределения для исходного материала $a=30,0\%$, $\sigma=7,0\%$.

Вышеприведенные результаты позволяют сделать вывод, что РЭМ является новым подходом к оценке прочностной надежности элементов конструкций из различных классов конструкционных материалов и позволяет учитывать многие особенности материалов, которые не учитываются традиционными методами.

Список литературы

1. Соппротивление материалов деформированию и разрушению: Справочное пособие / В.Т. Трощенко, А.Я. Красовский, В.В. Покровский, Л.А. Сосновский, В.А. Стрижало: В двух частях. - Часть II.- Киев: Наукова думка, 1994.- 702 с.

2. Mileshkin M.B., Biblik I.V. Diagnostics for strength of fibre-epoxy composite material wares using computer modeling of fracture processes // Proceedings 2nd Int. Conf. «Computer Methods and Inverse Problems in Nondestructive Testing and Diagnostics», Minsk, 1998.- P. 123 – 129.
3. Милешкин М.Б., Библик И.В. Комплексная оценка влияния различных видов повреждений материала на несущую способность элементов конструкций // Сборник научных трудов "Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования".- Харьков, ИПМаш НАНУ.- 2000.- С. 369-374.

Анотація

Застосування комп'ютерного моделювання для оцінки міцнісної надійності різноманітних конструкційних матеріалів

Наведені результати застосування модернізованого розрахунково-експериментального методу для оцінки міцнісної надійності деяких конструкційних матеріалів (композитів з полімерною матрицею, берилію з невеликим змістом окису берилію та трубної сталі). Ця оцінка може бути здійснена як при конструюванні матеріалів, так і при їх експлуатації з різноманітними типами пошкоджень.

Abstract

Application of computer simulation for an estimation of strength reliability of different constructional materials

Results of application of a streamlined calculate-experimental method for an estimation of strength reliability of the different construction materials (composites with polymeric matrix, beryllium with a small content of beryllium oxide and pipe steel) are presented. This estimation can be carried out both at constructing materials, and at their maintenance with different damages.

ЗАДАЧА ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ МНОГОСЛОЙНЫХ ПЛАСТИН СЛОЖНОЙ ФОРМЫ

Сметанкина Н.В., канд. техн. наук, Свет Е.В.,
Шупиков А.Н., докт. техн. наук
(ИПМаш НАН Украины)

Предложен метод решения стационарной температурной задачи для многослойных пластин сложной формы в плане. Исследовано тепловое состояние пластины с разными условиями теплообмена на поверхностях.

Задача определения температурных полей в многослойных элементах конструкций, в частности в многослойных пластинах, является актуальной задачей, возникающей в различных отраслях машиностроения. В большинстве работ, посвященных решению задач теплопроводности многослойных пластин, получены решения для областей простой формы [1-3]. Отыскание аналитического решения для областей неклассической формы связано с математическими сложностями, вызванными решением систем интегральных уравнений [4]. Целью настоящей работы является обобщение ранее предложенного метода решения задач теплопроводности прямоугольных пластин [3] на случай пластин сложной формы в плане.

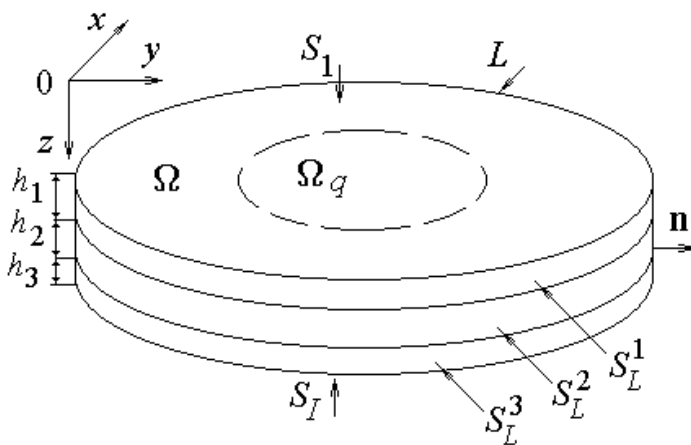


Рис. 1. Пластина.

Рассматривается многослойная пластина, состоящая из I слоев постоянной толщины h_i , отнесенная к декартовой системе координат, которая связана с наружной поверхностью первого слоя. В координатной плоскости пластина занимает область Ω , ограниченную контуром L : $x_L = x(\)$, $y_L = y(\)$

(рис. 1). На внешней (S_1), внутренней (S_I) и боковой ($S_L^i, i = \overline{1, I}$) поверхностях пластины происходит конвективный теплообмен

$$-\frac{\partial T^1}{\partial z} + \frac{H_1}{k_1}(T^1 - T_\epsilon) = 0, (x, y, z) \in S_1, \quad \frac{\partial T^I}{\partial z} + \frac{H_I}{k_I}(T^I - T_n) = 0, (x, y, z) \in S_I, \quad (1)$$

$$\frac{\partial T^i}{\partial n} + \frac{H_L^i}{k_i}(T^i - T_L^i) = 0, \quad (x, y, z) \in S_L^i. \quad (2)$$

Здесь $T^i = T^i(x, y, z)$ – температура; k_i – коэффициент теплопроводности материала i -го слоя; H_1 , H_I и H_L^i – коэффициенты конвективного тепло-обмена на внешней, внутренней и боковой поверхностях пластины; T_e , T_n и T_L^i – температура среды на границе с внешней, внутренней и боковой поверхностями; $n = n(x, y)$ – внешняя нормаль к боковой поверхности.

Условия равенства потоков тепла и температур на границах контакта соседних слоев с учетом возможных тепловых воздействий q^i на поверхностях слоев запишутся как

$$k_i \frac{\partial T^i}{\partial z} - k_{i+1} \frac{\partial T^{i+1}}{\partial z} + q^i = 0, \quad T^i = T^{i+1}, \quad z = \delta_i, \quad (3)$$

где $q^i = q^i(x, y, z)$, $(x, y) \in \Omega_q$, $\delta_i = \sum_{j=1}^i h_j$, $i = \overline{1, I}$.

Распределение температуры в слоях и на боковой поверхности, а также плотность внутренних тепловых источников представим в виде

$$T^i(x, y, z) = \sum_{r=0}^R T_r^i(x, y) f_r^i(z), \quad (x, y) \in \Omega; \quad T_L^i(x, y, z) = \sum_{r=0}^R T_{Lr}^i(x, y) f_r^i(z), \quad (x, y) \in L, \\ q^i(x, y, z) = \sum_{r=0}^R q_r^i(x, y) f_r^i(z), \quad (x, y) \in \Omega_q, \quad (4)$$

где $f_r^i(z)$ – полином Лежандра степени r ,

$$f_0^i = \frac{1}{\sqrt{h_i}}, \quad f_1^i = \frac{\sqrt{3}}{\sqrt{h_i}}(2\bar{z}_i - 1), \quad f_2^i = \frac{\sqrt{5}}{\sqrt{h_i}}(6\bar{z}_i^2 - 6\bar{z}_i + 1), \quad \dots; \quad \bar{z} = \frac{z - \delta_{i-1}}{h_i}.$$

Тогда граничные условия (1) принимают вид

$$\sum_{r=0}^R (H_1 f_r^1 - k_1 \frac{\partial f_r^1}{\partial z}) T_r^1 = H_1 (T_e - T_0^1 f_0^1), \quad z = 0, \\ \sum_{r=0}^R (H_I f_r^I + k_I \frac{\partial f_r^I}{\partial z}) T_r^1 = H_I (T_n - T_0^I f_0^I), \quad z = \delta_I. \quad (5)$$

В разложениях (5) учтены первые три члена ряда, что обеспечивает достаточную точность решения. Из условий (1) коэффициенты разложения (4) T_1^i и T_2^i выражаются через T_0^i

$$T_1^i = \sum_{j=1}^I \chi_{j1} T_0^j + \psi_1^i, \quad T_2^i = \sum_{j=1}^I \chi_{j2} T_0^j + \psi_2^i, \quad (6)$$

где $\chi_{j1}, \chi_{j2}, \psi_1^i, \psi_2^i$ – константы, полученные в результате преобразований.

Представление для температуры получается путем подстановки выражения (6) в разложение (4)

$$T^i(x, y, z) = \sum_{j=1}^I (\delta_{ij} f_0^i + \chi_{j1} f_1^i + \chi_{j2} f_2^i) T_0^j + (\psi_1^i f_1^i + \psi_2^i f_2^i). \quad (7)$$

Здесь δ_{ij} – символ Кронекера.

На основе вариационного уравнения теплового баланса и формулы Грина с учетом (2) и (7) формируется уравнение теплопроводности в i -м слое и граничные условия на боковой поверхности i -го слоя

$$\begin{aligned} \sum_{j=1}^I \left\{ [\delta_{ij} + I(\chi_{j1}\chi_{i1} + \chi_{j2}\chi_{i2})] \left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) T_0^j + \frac{12\sqrt{5}}{h_i^2} \chi_{j2} T_0^j + \left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) \psi_1^j \chi_{i1} + \right. \\ \left. + \frac{q_1^j}{k_j} \chi_{i1} + \left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) \psi_2^j \chi_{i2} + \frac{q_2^j}{k_j} \chi_{i2} \right\} + \frac{12\sqrt{5}}{h_i^2} \psi_2^i + \frac{q_0^i}{k_i} = 0, \quad (8) \\ \sum_{j=1}^I \left[\delta_{ij} k_i + (\chi_{j1}\chi_{i1} + \chi_{j2}\chi_{i2}) \sum_{\xi=1}^I k_\xi \right] \frac{\partial T_0^j}{\partial n} + \\ + \sum_{j=1}^I \left[\delta_{ij} H_L^i + (\chi_{j1}\chi_{i1} + \chi_{j2}\chi_{i2}) \sum_{\xi=1}^I H_L^\xi \right] T_0^j + \\ + \sum_{j=1}^I \left[k_j \left(\frac{\partial \psi_1^j}{\partial n} \chi_{i1} + \frac{\partial \psi_2^j}{\partial n} \chi_{i2} \right) + H_L^j (\psi_1^j \chi_{i1} + \psi_2^j \chi_{i2}) \right] - \\ - \sum_{j=1}^I \left[\delta_{ij} H_L^i T_{L0}^i + H_L^j (T_{L1}^j \chi_{i1} + T_{L2}^j \chi_{i2}) \right] = 0, \quad i = \overline{1, I}. \quad (9) \end{aligned}$$

Для решения поставленной задачи (8)-(9) применяется подход, аналогичный методу упругого погружения [5]. Согласно этому подходу исходная пластина погружается во вспомогательную охватывающую многослойную пластину с той же композицией слоев. Роль охватывающей пластины выполняет прямоугольная пластина с нулевыми условиями на контуре. Условия конвективного теплообмена на внешней и внутренней поверхностях вспомогательной пластины совпадают с условиями теплообмена на поверхностях исходной пластины. Чтобы обеспечить выполнение реальных граничных условий к вспомогательной пластине по следу границы L прилагаются дополнительные компенсирующие источники $Q_{comp}^i(x, y, z)$, $(x, y, z) \in S_L^i$, которые входят в уравнение теплопроводности в виде криволинейных распределений

$$q_{comp r}^i(x, y) = \int_0^1 Q_{comp r}^i(x_L, y_L) \delta(x - x_L, y - y_L) dl, \quad r = 0, 1, 2,$$

где $\delta(x - x_L, y - y_L)$ – двумерная δ -функция Дирака.

Путем удовлетворения исходным граничным условиям на следе контура L формируется система интегральных уравнений для определения распределений компенсирующих источников. Метод решения этой системы состоит в следующем. Функции T_0^i и $q_{comp r}^i$ разлагаются в тригонометрические ряды по функциям, удовлетворяющим граничным условиям охватывающей прямоугольной пластины

$$T_0^i = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N T_{0mn}^i \sin \frac{m\pi x}{A} \sin \frac{n\pi y}{B}, \quad q_{comp r}^i = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N q_{comp r mn}^i \sin \frac{m\pi x}{A} \sin \frac{n\pi y}{B},$$

где A и B – длины сторон охватывающей прямоугольной пластины.

Кроме того, функции T_0^i и $q_{comp r}^i$, входящие в граничные условия исходной пластины, разлагаются в ряд вдоль следа контура L [5], в результате чего получается система линейных алгебраических уравнений для определения коэффициентов разложения в ряд функций компенсирующих источников.

В качестве иллюстрации работоспособности изложенного метода рассматривается тепловое состояние пластины, контур которой описан уравнением кривой Ламе ($L: x_L = a \cos^{2/c}$, $y_L = b \sin^{2/c}$, $c = 8$). Пластина

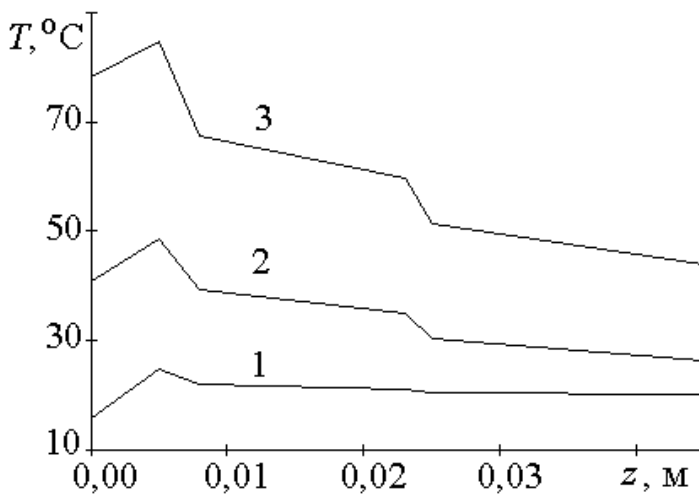


Рис. 2. Распределение температуры

имеет следующие характеристики: $a = b = 0,2$ м; $k_i = 1,61$ Вт/(м·°C) ($i=1, 3, 5$); $k_i = 0,17$ Вт/(м·°C) ($i=2, 4$); $h_1 = 0,005$ м, $h_2 = 0,003$ м, $h_3 = 0,015$ м, $h_4 = 0,002$ м, $h_5 = 0,02$ м. На боковой поверхности пластины поддерживается нулевая температура. Пленочный источник тепла находится между первым и вторым слоями

($q^1 = 3000$ Вт/м², $\Omega_q: 0,05 \text{ м} \leq x \leq 0,35 \text{ м}, 0,05 \text{ м} \leq y \leq 0,35 \text{ м}$). Параметры пластины и источника соответствуют параметрам реального остекления железнодорожных локомотивов. На рис. 2 представлены распределения температуры по толщине пластины в центральной точке при $T_g = -20$ °C, $T_n = 20$ °C и разных значениях коэффициентов конвективного теплообме-

на на поверхностях пластины: 1 – при $H_1 = H_I = 80 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C})$, 2 – $H_1 = H_I = 40 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C})$, 3 – $H_1 = H_I = 20 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C})$.

Таким образом, разработанный метод решения задач теплопроводности многослойных пластин позволяет достоверно описывать тепловое состояние пластин сложной формы в плане, содержащих слои с разными теплофизическими характеристиками. Метод может найти применение при исследовании температурных полей в многослойных элементах остекления с обогревом различных транспортных средств с учетом реальных условий эксплуатации.

Список литературы

1. Tanigawa Y., Ootao Y., Kawamura R. Thermal bending of laminated composite rectangular plates and nonhomogeneous plates due to partial heating // J. Thermal Stresses.– 1991.– Vol. 14, N 3.– P. 285-308.
2. Демчук О.Н. Уточненная теория итерационного типа для решения задачи теплопроводности слоистых композитных оболочек и пластин // Доповіді НАН України. – 1998.– № 8.– С. 69-73.
3. Kantor B.Ya., Smetankina N.V., Shupikov A.N. Analysis of non-stationary temperature fields in laminated strips and plates // Int. J. Solids Structures.– 2001.– Vol. 38., N 48/49.– P. 8673-8684.
4. Рвачев В.Л., Слесаренко А.П. Алгебро-логические и проекционные методы в задачах теплообмена.– Киев: Наук. думка, 1978.– 137 с.
5. Shupikov A.N., Smetankina N.V. Non-stationary vibration of multilayer plates of an uncanonical form. The elastic immersion method // Int. J. Solids Structures.– 2001.– Vol. 38, N 14.– P. 2271-2290.

Анотація

Задача теплопровідності багат шарових пластин складної форми

Запропоновано метод розв'язання стаціонарної температурної задачі для пластин складної форми у плані. Досліджено тепловий стан пластини з різними умовами теплообміну на поверхнях.

Abstract

Heat conduction problem of multilayer plates of complicated form

A method of solution of the stationary temperature problem for multilayer plates of complicated plan form is proposed. The thermal state of plate with different conditions of heat transfer on surfaces is investigated.

ИССЛЕДОВАНИЕ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ОБЪЕМНОЙ ГИДРОМЕХАНИЧЕСКОЙ ПЕРЕДАЧИ С ПЕРЕМЕННОЙ СТРУКТУРОЙ НА ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

Горбатюк Н.В., канд. техн. наук

(Харьковское агрегатное конструкторское бюро)

Построена имитационная модель управляемого привода агрегатов наддува ДВС с переменной структурой. Показано, что введение муфт свободного хода, перестраивающих структуру привода, уменьшает динамическую нагрузку на объемную гидropередачу на переходных режимах.

Разработка и применение регулируемых агрегатов наддува ДВС является одним из важнейших направлений развития систем турбонаддува [1]. При этом проблема быстроты выхода агрегатов наддува на режим стала ключевой в развитии турботехники [2]. Наиболее рациональное согласование расходов топлива и воздуха по внешней, частичным характеристикам и на холостом ходу ДВС обеспечивает применение управляемого

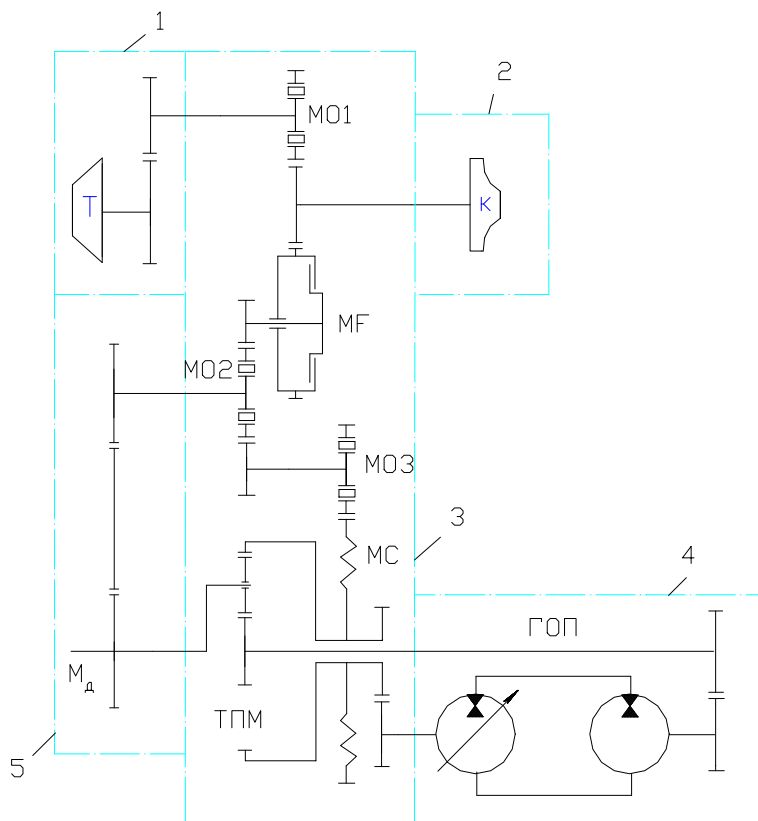


Рис. 1. Кинематическая схема привода агрегатов наддува ДВС.

привода агрегатов наддува ДВС (рис.1), выполненного на базе объемной гидромеханической передачи (ОГМП) с разделением потока мощности на силовой и менее нагруженный управляющий [3], в котором установлена гидрообъемная передача (ГОП).

Оба потока мощности суммируются с помощью трехзвенного планетарного механизма (ТПМ) [4]. Реализация такой комбинации обеспечивает [5] бесступенчатость регулирования передаточного отношения присущую

ГОП, при нейтрализации ее главного недостатка – сравнительно низкого КПД.

Функционирование ОГМП в составе ДВС характеризуется высокой динамической нагруженностью (табл.1), которая явилась причиной выхода из строя гидромашин. Для ее снижения дополнительно к имеющимся в штатном варианте фрикционной MF (рис.1) и упругой MC муфтам предусмотрена установка еще трех муфт свободного хода MO1 – MO3 [6]. Их назначение – изменение структуры управляемого привода с ОГМП в переходных процессах путем разобщения соответствующих механических звеньев.

Таблица 1

Режим работы	Ускорение коленвала, рад/с ²	Ускорение крыльчатки, рад/с ²
Пуск	120	2650
Разгон на нейтрали	160	2800
Разгоны с переключением передач	150	2200
Торможение силовой установкой	220	2500
Преодоление подъема	180	2000
Движение по пересеченной местности	260	2200

Исследование ОГМП в профиле адаптивной структуры, выбор рациональных кинематических и регулировочных параметров осуществлены путем расчетных исследований на имитационной модели переходных процессов в управляемом приводе агрегатов наддува двигателя 6ТД-1. Имитационная модель исследуемой части валопровода основывается на решении дифференциальных уравнений вращения агрегатов турбонаддува в составе ДВС, построена в виде дискретной модели в соответствии с кинематической схемой (рис.1), на которой отражены турбина 1, компрессор 2, соединительные валы, зубчатые колеса и ТПМ 3, ГОП 4, главная передача 5. Двигатель моделировался водилом ТПМ, на которое действовал его момент M_{δ} .

Структурно математическая модель переходных режимов в исследуемом гидрообъемно-механическом приводе состоит из следующих частей: моделей агрегатов наддува с ГОП, механической части привода и внешних воздействий. При разработке модели агрегатов турбонаддува используется положение квазистационарности динамического процесса, в основе которого лежит применение стационарных характеристик компрессора, турбины и газодинамических зависимостей между параметрами, существующими на стационарных режимах.

В результате идентификации экспериментальных данных, полученных на стационарных режимах работы, построены зависимости для пара-

метров рабочего тела двигателя как функции частоты $\omega_{кв}$ и положения рек топливных насосов h_p , а также характеристик турбины и компрессора от параметров рабочего тела:

$$\pi_k^*, G_{впр}, G_2, p_r, T_r^*, \Delta p_o, \eta_{ад} = f(\omega_{кв}, h_p) \quad (1)$$

$$N_m = (T_r^*, p_r), \quad H_k = \varphi(T_o^*, \pi_k^*, R, \kappa), \quad N_k = \psi(G_{в}, H_k, \eta_{ад}), \quad (2)$$

где π_k^* – степень повышения давления в компрессоре; $G_{впр}$ – расход воздуха, приведенный к нормальным условиям; G_2 – расход газа через турбину; p_r, T_r^* – избыточное давление и полная температура газов на выходе из турбины; $\eta_{ад}$ – адиабатический КПД компрессора; T_o^* – полная температура на входе в компрессор; R, κ – газовая постоянная и показатель адиабаты; H_k – адиабатическая работа сжатия компрессора. Среднеквадратичное отклонение результатов расчета статических характеристик агрегатов наддува по зависимостям (1) и (2) от данных эксперимента составляет от 1,61 до 3,3 %.

Математическая модель ГОП содержит дифференциальные уравнения вращения гидромашин, уравнение неразрывности потока, уравнения для расчета крутящих моментов на валах гидромашин и эмпирические уравнения для определения объемных ΔQ и механических ΔM потерь, как функции давления p_v рабочей жидкости, угловой скорости вращения ω и положения угла наклонного диска γ :

$$\Delta Q = f(p_v, \omega, \gamma), \quad \Delta M = f(p_v, \omega, \gamma)$$

и с погрешностью расчета в рабочей области применения ГОП не более 3 %.

Исходная система уравнений механической части привода с упругими связями между основными звеньями ТПМ, мультипликатора и внешними валами записаны на основе уравнений Лагранжа. Наличие в конструкции привода элементов, изменяющих структуру привода (муфт свободного хода МО1, МО2, МО3, нелинейного участка упругой муфты МС, фрикционной муфты MF), приводит к системе дифференциальных уравнений, в которой каждая структура имеет различное число степеней свободы. Упрощение исследований динамических режимов в механической части привода достигнуто применением при моделировании специальных управляющих параметров, использование которых позволяет при различных степенях свободы модели задействовать единую систему дифференциальных уравнений в форме Коши, описывающих переходные в системе переменной структуры. Значения управляющих параметров, описывающих состояния муфт свободного хода МО1-МО3, фрикционной MF и нелинейной упругой муфты МС, формализованы соответствующими кинематическими и силовыми условиями.

Уравнения, характеризующие внешние воздействия, представляются в виде временных t функций

$$M_{\partial} = (\omega_{кв}, t), \quad \gamma = (\gamma, t).$$

Проверкой адекватности разработанной математической модели управляемого привода компрессора на стационарных и в переходных режимах установлено достаточное для практических целей качественное и количественное совпадение результатов расчета и эксперимента, что свидетельствует о достоверности модели и эффективности алгоритма расчета. Погрешность, например, вычисления давления нагнетания рабочей жидкости в ГОП (табл.2) на переходных режимах ОГМП, функционирующей в составе двигателя 6ТД-1 [7], находится на уровне 6 %.

Таблица 2

Рабочий объем, см ³	Скорость вращения, рад/с	Давление, МПа
33,3	400	42

Теоретически исследованы закономерности нагружения на наиболее неблагоприятных для ГОП режимах работы привода, встречающихся при эксплуатации транспортного двигателя (режимы разгонов и торможений по нагрузочным и скоростным характеристикам). Установлено влияние изменения структуры управляемого привода на динамическую нагруженность ГОП и показано, что для большинства переходных процессов введение муфт свободного хода уменьшает нагрузку на гидромашины. Так муфта свободного хода МО1 рассоединяет крыльчатку компрессора наддува и ротор турбины (Т) (рис.1) при разгонах и пусках двигателя с положительным ускорением коленвала, превышающем 50 - 80 рад/с². Отключение турбины обеспечивает уменьшение инерционного момента в переходном процессе, снижает нагрузку на ГОП и приводит к увеличению (до 6 %) передаточного отношения привода компрессора, что способствует повышению количества воздуха, поступающего в двигатель на переходных режимах.

Муфта свободного хода МО2, установленная между коленвалом и жесткой частью механического привода компрессора, резервирует работу двигателя с ОГМП на высокодинамичных режимах пусков, разгонов и в ряде аварийных ситуаций, ограничивая минимальное передаточное отношение привода. Функционирование данной муфты подтверждено при реализации ускорения коленвала 700 рад/с².

Муфта МО3, скомпонованная между крыльчаткой компрессора и эпициклом ТМП, обеспечивает свободное вращение агрегатов наддува при остановках и торможениях коленвала с ускорениями, превышающими 120 рад/с².

На основании результатов расчетных исследований по поиску рациональных кинематических и регулировочных параметров ОГМП, функционирующей в составе двигателя 6ТД-1, рекомендовано: предохранительный клапан, установленный в силовой магистрали ГОП, отрегулировать на перепад 40 МПа, муфту трения настроить на момент 400 Н·м при передаточном отношении от эпицикла ТПМ до крыльчатки, равном 8,56. В таком конструктивном исполнении управляемый привод агрегатов наддува прошел испытания [8] в реальных условиях без замечаний. Полученные результаты подтвердили данные расчета.

Таким образом, в результате проведенных исследований:

- 1) разработана имитационная модель и выполнено исследование функционирования ОГМП привода компрессора наддува ДВС в профиле переменной структуры;
- 2) предложены рациональные кинематические и регулировочные параметры ОГМП и установлено, что для большинства переходных процессов введения муфт свободного хода уменьшают динамическую нагрузку на ГОП;
- 3) подтверждены полученные расчетные данные результатами испытаний ОГМП в реальных условиях эксплуатации.

Список литературы

1. Крутов В.И. Двигатель внутреннего сгорания как регулируемый объект. – М.: Машиностроение, 1978. – 472 с.
2. Агрегаты воздухообеспечения комбинированных двигателей внутреннего сгорания / Под ред. М.Г. Круглова. – М.: Машиностроение, 1971. – 296 с.
3. Объемные гидромеханические передачи. Расчет и конструирование / О.М. Бабаев, Л.Н. Игнатов, Е.С. Кисточкин и др. Под общ. ред. Е.С. Кисточкина. – Л.: Машиностроение, 1987. – 256 с.
4. Красеньков В.И., Вашец А.Д. Проектирование планетарных механизмов транспортных машин. – М.: Машиностроение, 1988. – 248 с.
5. Петров В.А. Гидрообъемные трансмиссии самоходных машин. – М.: Машиностроение, 1986. – 272 с.
6. Горбатюк Н.В. Исследование функционирования транспортной объемной гидромеханической передачи. – М. ВИМИ №ДО 8080, 1989. – 26 с.
7. Двигатель 6ТД. Техническое описание / Ю.С. Бородин, П.Е. Перерва, И.Л. Ровенский и др. // Под общ. ред. Н.К. Рязанцева и В.Г. Сарычева. – М.: Военное издательство, 1988. – 144 с.
8. Горбатюк Н.В. Методика ускоренных испытаний гидрообъемной передачи ДВС / Тр. Одесского политехнического института. – Одесса, 2001. – Вып. 5. – С. 212-217.

Анотація

Дослідження функціонування об'ємної гідромеханічної передачі із змінною структурою на перехідних режимах

Побудована імітаційна модель керованого приводу агрегатів наддува ДВЗ із змінною структурою. Показано, що введення муфт вільного ходу, які перебудовують структуру приводу, зменшує динамічне навантаження на об'ємну гідропередачу на перехідних режимах.

Abstract

Research of operation of volumetric hydromechanical transmission with variable structure on transient regimes

The simulation model of the controlled drive of turbo-supercharging aggregates of internal-combustion engine with variable structure is built. It is displayed, that the applying of overriding clutches reduces a dynamic load by a volumetric hydrostatic transmission on transient regimes.

КОМПЬЮТЕРНЫЙ АНАЛИЗ БЕЗОТКАЗНОСТИ ГИДРОМЕХАНИЧЕСКОЙ ЧАСТИ САУ ГТД

Горбатюк Н.В., канд. техн. наук

(Харьковское агрегатное конструкторское бюро)

Разработано программное средство для анализа функциональной безотказности технических систем. Приведены результаты количественного анализа безотказности насоса-дозатора НД-450 с использованием данной компьютерной программы.

В настоящее время современные системы автоматического управления ГТД выполняются в электронном профиле с полной ответственностью. Переход к архитектуре системы управления без гидромеханического резерва следует рассматривать как стратегическую цель, позволяющую достичь максимальную массо-габаритную эффективность, улучшить точность регулирования и повысить надежность [1]. Например, наработка на выключение зарубежных ГТД в полете составляет около 10^6 часов. При определении тактики такого перехода целесообразно учитывать накопленный опыт и реальное состояние отечественной промышленности, исходить из назначения и типа двигателя. Для выполнения этого требования с позиции безопасности эксплуатации необходимо пройти промежуточный этап в развитии структуры системы. В его качестве предлагается, разработанный в Харьковском агрегатном конструкторском бюро (рисунок 1), вариант насоса-дозатора НД-450 [2]. Он является гидромеханической частью системы управления расходом топлива ГТД АИ-450, выполнен с упрощенным гидромеханическим резервом и минимизированным объемом реализуемых им функций. В предложенной схеме насоса-дозатора основной канал построен на плоском дозаторе с непосредственным приводом от двухканального электромеханического преобразователя (ПЭМ), а резервный выполнен на базе временного автомата приемистости, который обеспечивает дроссельную характеристику, а также характеристики приемистости и сброса газа двигателя [3].

Для количественного анализа безотказности схемного решения насоса – дозатора применяется матричный метод расчета безотказности [4, 5], позволяющий оценить надежность узлов НД-450 с учетом различных комбинаций отказов элементов. С этой целью введем следующие обозначения состояний НД-450, возникающих в результате отказов элементов агрегата: R_1 – отказ дозатора пускового топлива; R_2 – отказ блока остано-

ва; R_3 – отказ основного канала управления; R_4 – отказ гидромеханического резерва; R_5 – отказ насоса-дозатора; R_6 – отказы R_1, R_2, R_3 одновременно; R_7 – отказы R_1, R_3 одновременно; R_8 – отказы R_1, R_4 одновременно; R_9 – отказы R_2, R_3 одновременно; R_{10} – отказы R_2, R_4 одновременно; R_{11} – отказы R_1, R_2 одновременно;

Обозначим отказ s_m -го и s_n -го элементов системы $H(s_m; s_n)$. Тогда целью матричного метода является определение вероятностей возникновения различных состояний системы R_i , определяемых совокупностью отказов $H(s_m; s_n)$. Для этого составляется квадратная матрица несовместных состояний A , в которой каждый элемент $A_{m,n}$ обозначает отказ $H(s_m; s_n)$ и содержит соответствующее этому отказу обозначение состояния системы R_i . Если последовательность отказов элементов в одной паре независима, матрица несовместных состояний симметрична относительно главной диагонали, поэтому при расчете достаточно рассмотрения одной ее половины.

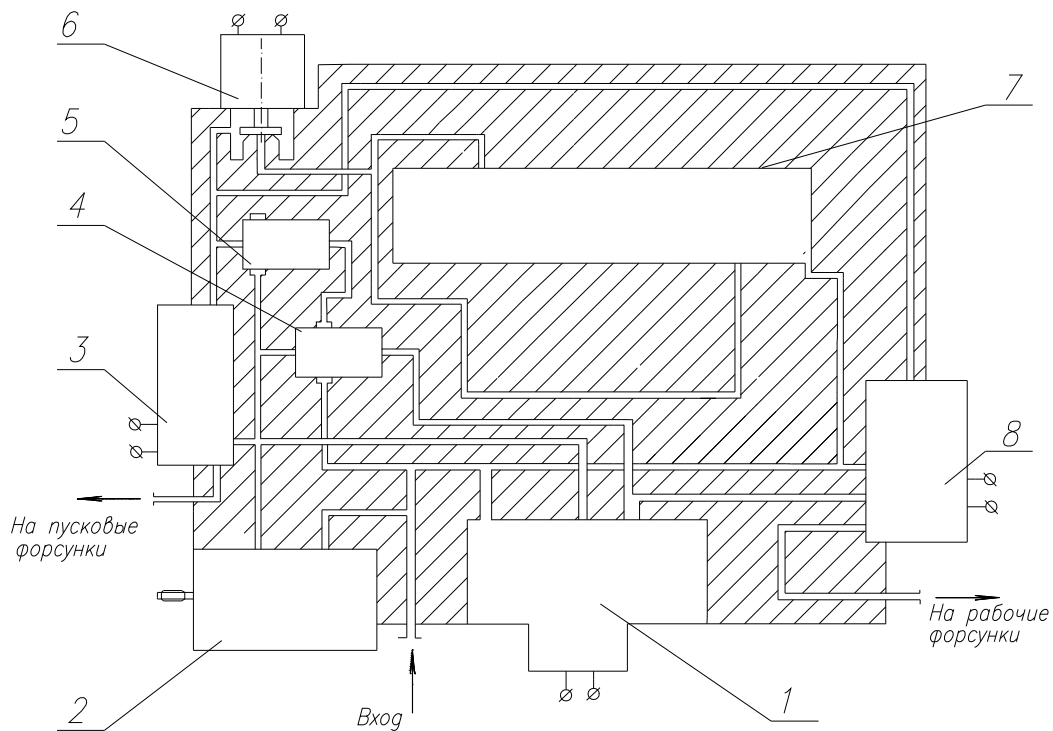


Рис. 1. Схема насоса-дозатора НД-450:

- 1-ПЭМ с узлом дозирования; 2-насос; 3-дозатор пускового топлива;
- 4-клапан постоянного перепада; 5-клапан постоянного давления;
- 6-электромагнитный клапан; 7-резервный канал; 8- узел останова.

Вероятность перехода системы в состояние R_i (вероятность соответствующих отказов) за 1 час полета $P(R_i)$ определяется по формуле

$$P(R_i) = \sum_{b=1}^{k_i} (Q_m \cdot Q_n), \quad (1)$$

где k_i – количество сочетаний отказов, приводящих к R_i состоянию;
 m, n – номера элемента s_m (соответствует строке m матрицы несовместных состояний) и элемента s_n (соответствует столбцу n матрицы), совместный отказ которых приводит систему в состояние R_i ;

Q_m, Q_n – вероятности отказов соответственно элементов s_m и s_n , определяются по формуле

$$Q_{m(n)} = n_{m(n)} \cdot \lambda_{m(n)}, \quad (2)$$

где $n_{m(n)}$ – количество расчетных элементов $s_{m(n)}$;

$\lambda_{m(n)}$ – базовая интенсивность отказов $m(n)$ -го элемента.

Для главной диагонали матрицы (единичные отказы) формула (1) переписывается в виде

$$P(R_i) = n_m \cdot Q_m, \quad (3)$$

Таким образом, даже при небольшом количестве элементов в системе матрица несовместных состояний будет содержать значительное число элементов. Помимо матрицы необходимо обрабатывать большой объем других числовых данных, имеющих сложную внутреннюю организацию. Поэтому для оценки функциональной надежности насоса-дозатора НД-450 были разработаны алгоритм и программное средство Schemes (рисунок 2), в котором реализована методика анализа безотказности технических систем табличным методом. Программа написана на языке программирования Object Pascal в среде Delphi 4.0 и функционирует в операционной системе Windows.

Обмен информацией с пользователем осуществляется в диалоговом режиме. Используемые программой данные классифицированы в три вида:

- а) общие данные – файлы для хранения исходных данных и результатов расчета, сведения о режимах функционирования системы, перечень возможных состояний системы при отказах элементов (R_i);
- б) данные об элементах системы;
- в) матрица несовместных состояний.

Работа с данными из первых двух пунктов реализуется с использованием стандартных элементов интерфейса для программ, работающих под Windows: диалоговые окна открытия файлов, окна, поля ввода, списки и др. Пользователю предоставляется возможность свободно корректировать числовые данные, добавлять и удалять элементы системы, изменять имена файлов.

Основная сложность возникает при работе с матрицей несовместных состояний из-за ее большой размерности. Для ввода данных необходимо каждую ячейку матрицы представлять как поле ввода (класс TEdit) или, что является более удобным для пользователя, как выпадающий список (класс TComboBox). При значительном количестве объектов, создаваемых

одновременно в одном окне, программа занимает практически все ресурсы компьютера и приводит к сбоям в работе с памятью.

Для решения проблемы ввода большого количества данных была выбрана концепция применения баз данных. Современные системы управления базами данных могут эффективно работать с большими объемами информации, а Delphi имеет встроенную поддержку доступа и управления базами данных (компонент Table). Для сопровождения базы данных выбрана одна из самых распространенных систем данного вида MSAccess 7.0.

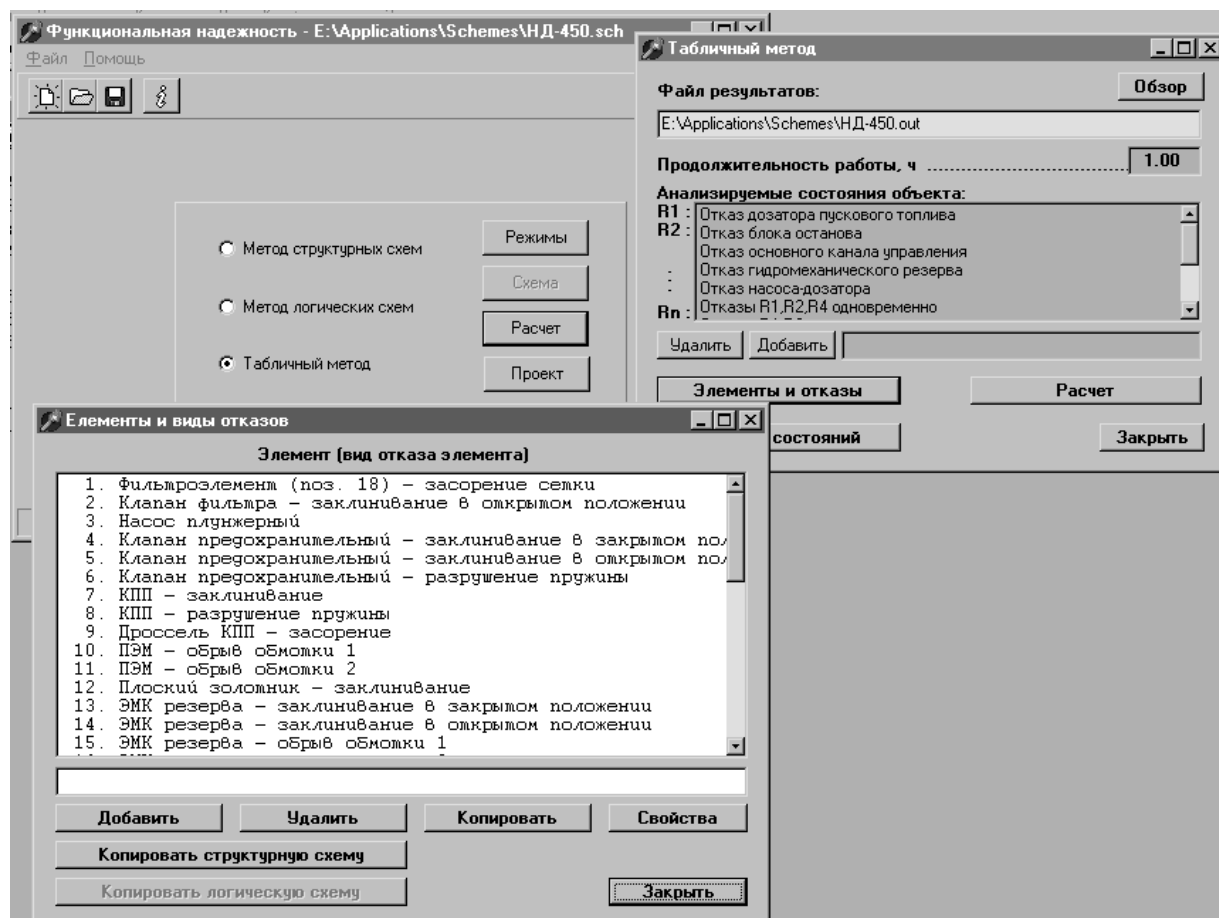


Рис.2. Формы программы Schemes.

Структурно база данных содержит две таблицы с именами DbSostNames и DbTabSost. Таблица DbSostNames предназначена для хранения названий состояний системы, а таблица DbTabSost – для хранения матрицы несовместных состояний. Поля таблицы DbTabSost отформатированы как поля с подстановкой данных из таблицы DbSostNames и пользователь при заполнении матрицы несовместных состояний выбирает из выпадающего списка нужные состояния.

При открытии окна программного средства для анализа надежности матричным методом создается связь между файлом базы данных и специ-

ализированным полем в окне, предназначенным для хранения OLE объектов. При этом в поле появляется значок файла базы данных. Для ввода информации в матрицу несовместных состояний достаточно выполнить двойной щелчок мышью на значке файла. Это действие приведет к запуску MSAccess и открытию таблицы DbTabSost. При нажатии кнопки «Подготовить» будет выполнено заполнение полей таблицы DbSostNames и DbTabSost уже имеющимися данными. При нажатии кнопки «Сохранить» информация из базы данных будет передана для дальнейшей обработки в программное средство.

Обмен информацией между программным средством и базой данных реализуется через коллекцию подпрограмм и услуг, которые становятся доступны при установленной на компьютере «машины» баз данных Borland Database Engine (BDE).

По результатам количественного анализа безотказности насоса-дозатора НД-450 получены следующие вероятности возникновения отказных ситуаций R_i : $P(R_1) = 1,70 \cdot 10^{-7}$; $P(R_2) = 1,97 \cdot 10^{-7}$; $P(R_3) = 6,50 \cdot 10^{-8}$; $P(R_4) = 2,90 \cdot 10^{-7}$; $P(R_5) = 6,10 \cdot 10^{-7}$; $P(R_6) = 2,00 \cdot 10^{-8}$; $P(R_7) = 1,11 \cdot 10^{-14}$; $P(R_8) = 4,93 \cdot 10^{-7}$; $P(R_9) = 1,28 \cdot 10^{-14}$; $P(R_{10}) = 5,71 \cdot 10^{-14}$; $P(R_{11}) = 3,35 \cdot 10^{-14}$.

Средняя наработка на отказ насоса-дозатора равна $2,4 \cdot 10^5$ ч, а требуемая техническим заданием $2,0 \cdot 10^5$ ч.

Качественный анализ безотказности схемного решения упрощенного гидромеханического резерва показывает, что предложенная система обеспечивает переход с основного на резервное управление без скачков расхода топлива в ГТД, наибольшую простоту преобразования команды управления в изменение положения элемента, дозирующего подачу топлива. Объем резервного управления достаточен для завершения полета вертолета Ка-226 в любых условиях, а длительность перехода с основного на резервное управление достаточна для выполнения летчиком необходимых действий по управлению двигателем при отказе основного управления. В таком профиле насос-дозатор НД-450 успешно проходит испытания в составе двигателя АИ-450.

Выводы.

1. Разработано для количественного анализа надежности технических систем программное средство Schemes.
2. Разработка реализована при оценке функциональной надежности гидромеханической части системы управления расходом топлива ГТД АИ-450.
3. Полученные теоретические результаты подтверждаются испытаниями насоса-дозатора НД-450 в составе двигателя АИ-450.

Список литературы

1. Подходы к созданию современных систем автоматического управления газотурбинными двигателями // В.М. Свищ, Н.Ф. Сидоренко, В.М. Панов, И.Е. Китайчук / *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2002. – Выпуск 30. – С. 195-196.
2. Патент №45563А UA, 6 F02с9/29. Система подачи топлива в газотурбинный двигатель / Мокроуз В.К., Павлюк Є.В., Кравченко Ю.Г., Горбатьюк М.В.
3. Павлюк Е.В., Епифанов С.В. Выбор программы регулирования подачи топлива на приемистости для резервного контура управления ГТД двухдвигательного вертолета // *Авіаційно-космічна техніка і технологія*. – 2001. – Выпуск 26. – С. 210-212.
4. Надежность гидравлических систем воздушных судов / Т.М.Башта, В.Д.Бабанская, Ю.С.Головко и др.; Под ред. Т.М.Башты. – М.: Транспорт, 1986. – 279 с.
5. Черкесов Г.Н., Можаяев А.С. Логико-вероятностные методы расчета надежности структурно-сложных систем. – М.: Знание, 1991. – 103 с.

Анотація

Комп'ютерний аналіз безвідмовності гідромеханічної частини САУ ГТД

Розроблений програмний засіб для аналізу функціональної безвідмовності технічних систем. Приведені результати кількісного аналізу безвідмовності насоса-дозатора НД-450 з використанням даної комп'ютерної програми.

Abstract

Computer-aided reliability analysis of hydromechanical part ACS GTE

Software tool of reliability analysis of engineering systems is described. Results of computer quantitative analysis of dosing pump НД-450 are produced.

ОБ УСТРАНЕНИИ СУБГАРМОНИЧЕСКИХ РЕЗОНАНСОВ В МАШИННОМ АГРЕГАТЕ С ДВУХВАЛЬНЫМ ТРАНСПОРТНЫМ ДИЗЕЛЕМ

Шатохин В. М., канд. техн. наук
(НТУ «ХПИ»)

В работе экспериментально и аналитически обосновано явление взаимодействия контуров многомассовой нелинейной модели, совершающих колебания с превалирующими субгармонической составляющей и основной гармоникой в результирующих движениях.

Введение. Изучение динамических процессов в машинных агрегатах с ДВС часто требует учета технологических и конструктивных нелинейностей. Даже при гармоническом возбуждении указанные факторы могут порождать периодические движения, значительно отличающиеся от гармонических, в частности, субгармонические колебания, которые нередко определяют прочность и надежность конструкции.

В статье излагаются результаты расчетно-экспериментальных исследований по устранению опасных субгармонических колебаний в валопроводах двухвального транспортного дизеля, обнаруженных при его доводке на наиболее вероятных эксплуатационных режимах работы.

1. Уравнения движения, метод и алгоритм их решения. Характерной особенностью моделей машинных агрегатов с ДВС является то, что их число степеней свободы превосходит число нелинейных элементов. В этом случае уравнения движения целесообразно записывать в интегральной форме [1,2] с помощью импульсно-частотных характеристик (ИЧХ) линейных частей моделей [3, 4]. Их количество оказывается равным числу нелинейностей, а трудоемкость решения задачи практически не зависит от размерности линейных контуров модели.

В матричной форме нелинейные интегральные уравнения типа Гаммерштейна записываются в виде [1]

$$y(t) = \int_0^T \Phi(t - \tau) f(y) d\tau + g(t), \quad (1)$$

где $y(t) = [y_1(t), y_2(t), \dots, y_s(t)]^T$ - вектор углов закручивания нелинейных соединений (t - знак транспонирования); s - число нелинейностей; $\Phi(t - \tau) = [\dots]_{i,j} (t - \tau)$ ($i, j = \overline{1, s}$) - матрица ИЧХ; $f(y) = [f_1(y_1), \dots, f_s(y_s)]^T$ -

нелинейная вектор-функция, причем $f_j(y_j) = c_j y_j - F_j(y_j)$; $F_j(y_j)$ - нелинейная характеристика j -го нелинейного соединения; c_j и $c_j y_j$ - соответственно коэффициент жесткости и упругий момент в линеаризованном соединении; $g(t) = [g_1(t), g_2(t), \dots, g_s(t)]^T$ - вектор-функция реакций линеаризованных нелинейных соединений на внешнее возбуждение, причем $g_j(t) = \sum_{i=1}^k \int_0^T \psi_{j,i}(t-\tau) M_i(\tau) d\tau$; $M_i(\tau)$ ($i = \overline{1, k}$) - возмущающие моменты; $\psi_{j,i}(t-\tau)$ - ИЧХ от i -ой массы к j -му линеаризованному нелинейному соединению; k - число возмущающих моментов; T - период колебаний.

При расчете свободных колебаний T в уравнении (1) будет предполагаться периодом колебаний и, кроме того, в нем будет отсутствовать член, обусловленный внешним возмущением. В случае исследования субгармонических колебаний период колебаний будет кратен периоду возмущения [5].

При решении интегральных уравнений колебаний хорошо зарекомендовал себя итерационный алгоритм метода Ньютона-Канторовича решения операторных уравнений, который для уравнения (1) имеет вид [1]

$$y_{n+1}(t) = y_n(t) - z_n(t), \quad (2)$$

$$z_n(t) - \int_0^T \Phi(t-\tau) f'_y(y_n) z_n(\tau) d\tau = -l_n(t), \quad (3)$$

$$l_n(t) = \int_0^T \Phi(t-\tau) f(y_n) d\tau + g(t) - y_n(t), \quad n = 0, 1, 2, \dots, \quad (4)$$

где $f'_y = \text{diag}\{f'_{y_1}, f'_{y_2}, \dots, f'_{y_s}\}$ - диагональная матрица.

Гибким инструментом реализации этих формул является алгоритм [6], базирующийся на идее метода гармонического баланса, применяемого для решения уравнений движения, записанных в дифференциальной форме [5]. Главное достоинство такого подхода - возможность использования резонансных и фильтрующих свойств ИЧХ для рационального выбора небольшого числа базисных функций, позволяющих с достаточной точностью представить искомое решение. На начальном этапе решения нелинейной задачи это может быть просто поиск подходящих начальных приближений.

2. Модель машинного агрегата и ее параметры. Для снижения динамической нагруженности валопроводов двухвального транспортного дизеля на переходных режимах работы в зубчатую передачу, связывающую коленчатые валы, введена упругая муфта с податливым участком. При доводке двигателей обнаружено, что применение муфты имеет неблагоприятные последствия на эксплуатационных режимах их работы. В си-

ловой цепи двигателя выявлены сильные субгармонические резонансы, порождающие чрезмерные динамические нагрузки.

На рис. 1. представлена крутильная схема дизеля, связанного с потребителями эластичными муфтами с упругими втулками. Кроме нели-

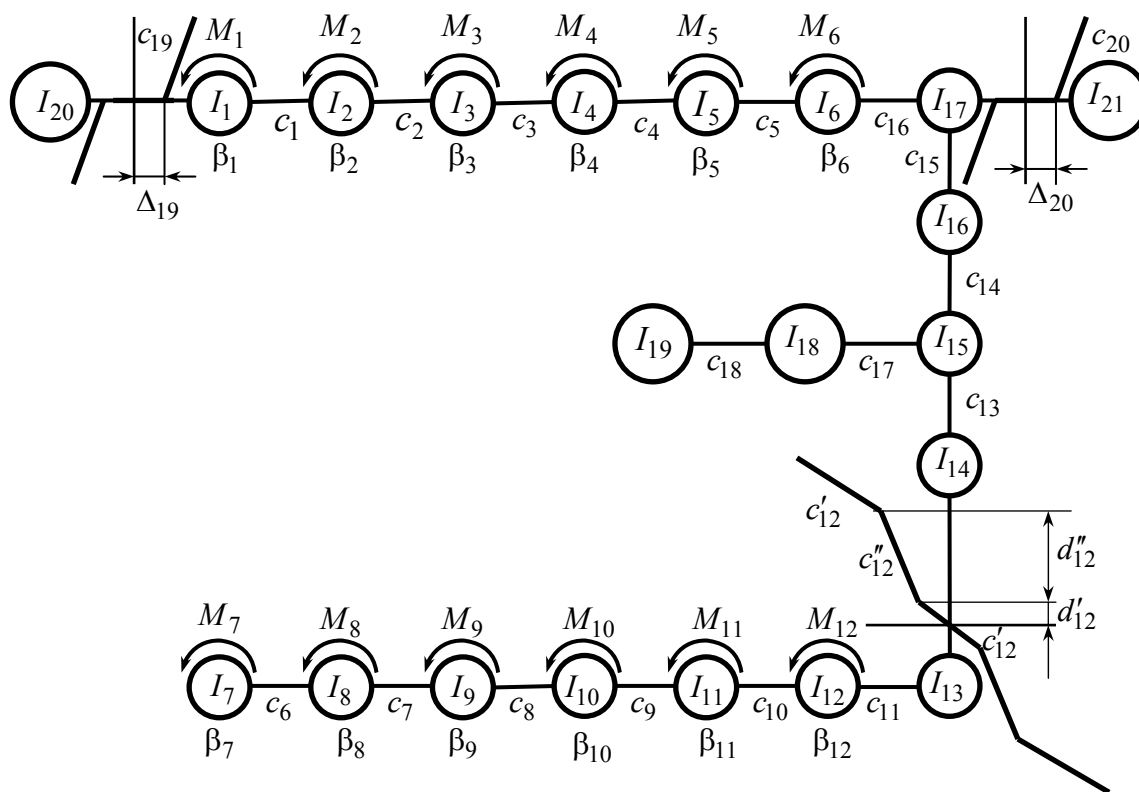


Рис. 1. Механическая модель машинного агрегата с ДВС.

нейной упругой муфты между коленчатыми валами, показаны нелинейности к потребителям, обусловленные наличием зазоров в шлицевых соединениях. Приняты следующие обозначения:

I_1-I_6 , I_7-I_{12} -соответственно цилиндры масс выхлопного и продувочного валов; $I_{13}-I_{17}$ -шестерни главной передачи; I_{18} -компрессор; I_{19} -турбина; I_{20}, I_{21} -гидротормоза. Их моменты инерции указаны в таблице 1, причем для компрессора и турбины даны значения моментов инерции, приведенные к коленчатым валам.

Таблица 1

k	1-12	13	14	15	16	17	18	19	20,21
$I_k, \text{кгм}^2$	0,073	0,023	0,072	0,036	0,033	0,038	1,81	2,078	2,5

Коэффициенты жесткостей соединений расчетной модели приведены в таблице 2; c_{12} соответствует жесткости податливого участка c''_{12} упругой муфты с предварительным натягом (рис. 1), в которой жесткость упоров $c'_{12} = 2 \cdot 10^6 \text{ Нм}$. Остальные параметры нелинейности: $d'_{12} = 7,538 \cdot 10^{-5} \text{ рад}$, $d''_{12} = 0,018 \text{ рад}$. Экспериментально установлено, что

зазоры к потребителям Δ_{19} , Δ_{20} могут меняться в пределах $0 \div 0,026$ рад ($1,5^\circ$).

В расчетах использовалось эквивалентное линеаризованное демпфирование, которое определялось из совпадения расчетных и экспериментальных данных на резонансных колебаниях. В результате этого получено $\beta_1 = \dots = \beta_{12} = 23,5$ Нмс.

Опасные колебания порождались главной – шестой гармоникой; поэтому возмущение на цилиндрических массах задавалось в виде

$$M_1(t) = \dots = M_6(t) = M_c^{(1)} \cos \omega t + M_s^{(1)} \sin \omega t,$$

$$M_7(t) = \dots = M_{12}(t) = M_c^{(2)} \cos \omega t + M_s^{(2)} \sin \omega t,$$

где $M_c^{(k)}$, $M_s^{(k)}$ ($k = 1, 2$) – соответственно амплитуды косинусных и синусных составляющих момента. На основании гармонического анализа моментов от газовых сил и сил инерции получено: $M_c^{(1)} = -109,7$ Нм; $M_s^{(1)} = 125,2$ Нм; $M_c^{(2)} = -125,2$ Нм; $M_s^{(2)} = 35,4$ Нм.

Средние моменты, передаваемые упругой муфтой

$n = 1667 \text{ об/мин}$	$n = 2234 \text{ об/мин}$	$n = 2283 \text{ об/мин}$	$n = 2408 \text{ об/мин}$	$n = 2500 \text{ об/мин}$
$(\omega = 1047 \text{ рад/с})$	$(\omega = 1404 \text{ рад/с})$	$(\omega = 1434 \text{ рад/с})$	$(\omega = 1513 \text{ рад/с})$	$(\omega = 1570 \text{ рад/с})$

Таблица 2

	c_k , Нм
-10	$2,6 \cdot 10^6$
1	$52 \cdot 10^7$
2	$4 \cdot 10^4$
3	$9 \cdot 10^6$
4	$8 \cdot 10^6$
5	$99 \cdot 10^6$
6	$52 \cdot 10^7$
7	$53 \cdot 10^4$

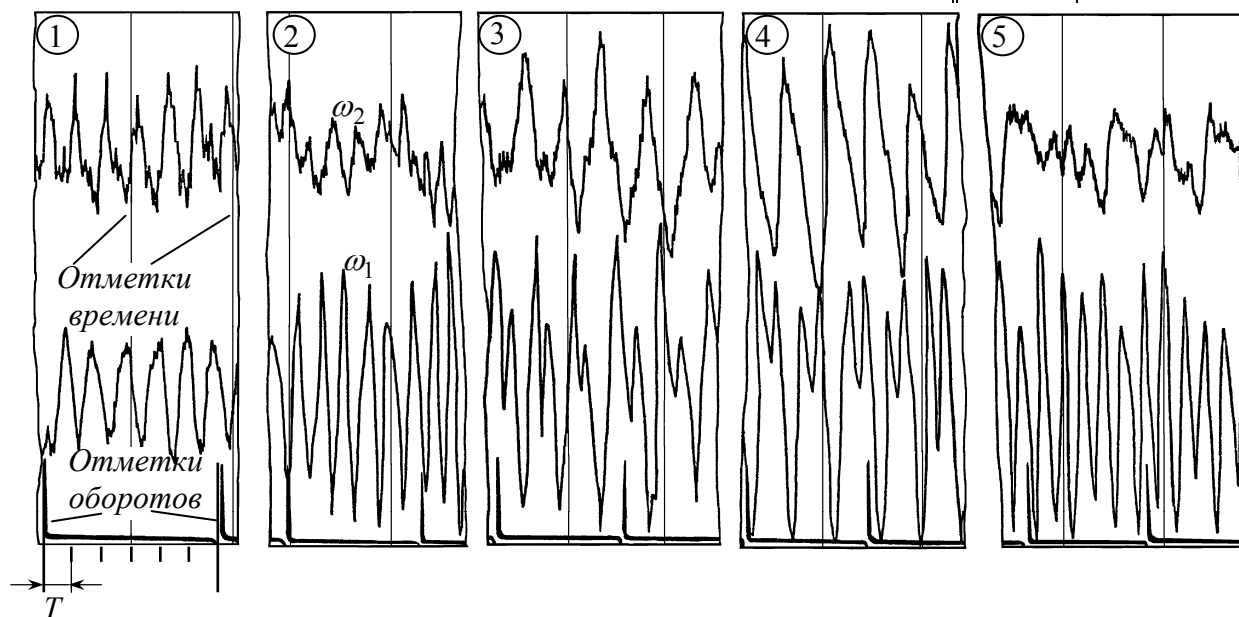


Рис. 2. Осциллограмма угловых скоростей выхлопного (ω_1) и продувочного (ω_2) валов на разных оборотах двигателя (кадры 1,2,5 – основные колебания; 3,4 – субгармонические колебания).

и нелинейными соединениями, соответственно равны 1480 Нм и 1850 Нм.

3. Результаты расчетно-экспериментальных исследований. В процессе доводки двигателя в интервале 2280÷2460 об/мин были выявлены опасные, ярко выраженные субгармонические колебания второго порядка. Наиболее интенсивный характер эти колебания имеют на продувочном валу, на выхлопном валу они также существуют в указанном частотном диапазоне, однако, проявляются они не столь ярко. Увеличение частоты возбуждения приводит к достаточно плавному уменьшению и последующему исчезновению субгармонических колебаний на продувочном валу, но при этом усиливаются основные колебания с частотой главной гармоники возбуждения. Описанные качественные результаты иллюстрируют фрагменты осциллограммы (рис. 2) с записями угловых скоростей валов. В скобках на рисунке даны частота главной – шестой гармоники возмущения, соответствующие указанным оборотам; T обозначает период главной гармоники.

С целью ослабления или устранения опасных колебаний были проведены расчетные исследования с использованием разработанного алгоритма [6] и соответствующих программ.

Расчетные кривые субгармонических колебаний приведены на рис. 3, где построены зависимости от частоты возбуждения амплитуд основной

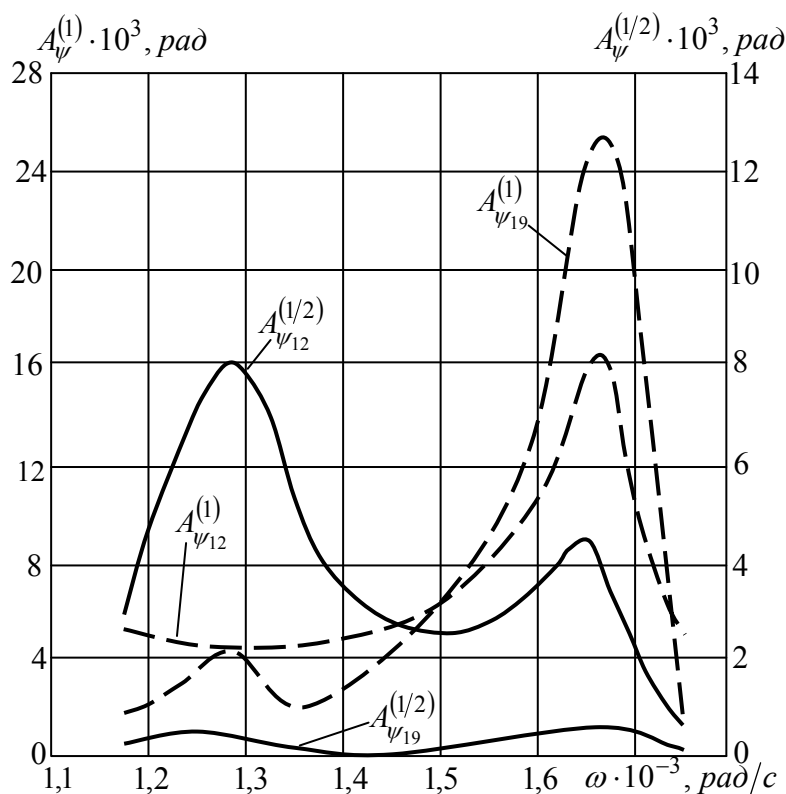


Рис. 3. Зависимости амплитуд основной гармоники и субгармоники для нелинейных соединений от частоты.

гармоники и субгармоники для участка с упругой муфтой и соединения к потребителю. Сильные субгармонические колебания с преобладанием субгармоники в угле закручивания нелинейного соединения, сформировались вблизи частоты $\omega = 1300$ рад/с, причем наблюдается некоторое усиление основной гармоники в угле закручивания соединения к потребителю. Особенность рассчитанных колебаний состоит в том, что при увеличении частоты возбуждения вторая собственная частота контура “выпускной вал – потребитель” попадает в резонанс. Это приво-

водит к резкому увеличению амплитуды колебаний.

дит к резкому усилению основных гармоник в рассматриваемых углах закручивания, а также к увеличению субгармонических составляющих в результирующих движениях. Наблюдается своеобразное затягивание субгармонических колебаний основными резонансными колебаниями, которое, как видно из рис. 3, может быть значительным. Таким образом, экспериментально обнаруженное явление взаимодействия контуров многомассовой нелинейной модели, совершающих колебания с превалирующей субгармонической составляющей и основной гармоникой в результирующих движениях, подтверждается расчетами.

Выводы. 1. Главная причина возникновения и значительного затягивания субгармонических колебаний в машинном агрегате с двухвальным дизелем - наличие контуров с частотами близкими к кратным. 2. Устранение опасных динамических процессов в валопроводах двигателя достигается уменьшением диаметров проволоки и самих пружин упругой муфты и увеличением ее рабочего хода. В дальнейших исследованиях следует произвести оценку надежности рассматриваемых систем.

Список литературы

1. Карабан В.Н., Шатохин В.М., Штейнвольф Л.И. К вопросу применения итерационного метода для расчетов колебаний существенно нелинейных систем // Динамика и прочность машин. - 1991. - Вып. 33. - С. 54-63.
2. Шатохин В.М. Решение нелинейных интегро-дифференциальных уравнений периодических колебаний силовых передач машин с использованием ДПФ // Вестник ХГПУ. - Харьков: ХГПУ. - 1998. - Вып. 29. - С. 15-26.
3. Розенвассер Е. Н. Нелинейные колебания. - М.: Наука, 1969. - 576 с.
4. Бабицкий В. И., Крупенин В. Л. Колебания в сильно нелинейных системах. - М.: Наука, 1985. - 320 с.
5. Вульфсон И. И., Коловский М. З. Нелинейные задачи динамики машин. - Л.: Машиностроение, 1968. - 282 с.

Анотація

Про усунення субгармонічних резонансів у машинному агрегаті з двухвальним транспортним дизелем

У роботі експериментально й аналітично обґрунтоване явище взаємодії контурів багатомасової нелінійної моделі, що роблять коливання з переважаючими субгармонічною складовою й основною гармонікою в результируючих рухах.

Abstract

About elimination of subharmonic resonances in the engine aggregate with a two-shaft transport diesel engine

In activity experimentally phenomenon of interplay of contours of multi-mass non-linear model making oscillation with prevailing by subharmonic component and fundamental frequency in resultant motions also is analytically justified.

КОМПЬЮТЕРНОЕ ПОСТРОЕНИЕ ЭВОЛЮТНОГО ЗАЦЕПЛЕНИЯ

**Кириченко А.Ф., докт. техн. наук, Павлов А.И., канд. техн. наук,
Чайка Э.Г., канд. техн. наук
(НТУ «ХПИ»)**

В статье рассмотрен метод построения зацепления для силовых зубчатых передач с выпукло-вогнутым контактом с помощью эволюты рабочей поверхности зуба инструментальной рейки на персональном компьютере. Проведено сравнение характеристик передачи с новым видом зацепления с эвольвентной передачей.

Аналитические исследования теории зубчатых зацеплений, проведенные Х.Гохманом и О.Оливье [1], оказались неостребованными, т.к. являются громоздкими, ненаглядными и слабо поддающимися корректировке. Создание зацеплений весьма удобно производить с помощью построения Бобилье. Этим способом можно получить любое зацепление, а также определить его характеристики.

Целью работы является исследование зацепления для силовых зубчатых передач с выпукло-вогнутым контактом с помощью эволюты рабочей поверхности зуба инструментальной рейки на персональном компьютере, а так же сравнение характеристик передачи с новым видом зацепления с эвольвентной передачей.

Задавшись условием, что линией зацепления является прямая линия, получим эвольвентное зацепление. Если задаться линией зацепления в виде дуги окружности, то будем иметь циклоидальное зацепление. Если контакт точечный, то имеет место зацепление Новикова. Другим методом построения зацепления является задание эволюты профиля зуба инструмента. Эволюта для эвольвентного зацепления – несобственная точка. Для зацепления Новикова – точка C , являющаяся центром дуги окружности. Для циклоидального зацепления зуб инструмента описывается циклоидой, а эволютой является такая же циклоида, смещенная по высоте на величину амплитуды и на величину полупериода по длине. Для получения зацепления, названного далее эволютным, воспользуемся следующим. Из построения Бобилье для зуба инструментальной рейки при условии нахождения мгновенного центра скоростей шатуна четырехзвенного механизма в постоянной точке D центры кривизны будут находиться на прямой C_1D , т.е. эволютой профиля зуба инструмента должна быть прямая, параллельная межцентровой линии. Тогда профиль зуба будет описан

инволютой этой прямой. Переход от координат точки эволюты к координатам точки инволюты осуществляется с помощью формул [2]

$$\begin{cases} y = y_0 - \frac{1 + y'^2}{y''}, \\ x = x_0 + \frac{1 + y'^2}{y''}, \end{cases} \quad (1)$$

где x_0, y_0 – координаты точек эволюты, x, y – координаты точек инволюты, y', y'' – производные функции $y(x)$.

Из треугольника C_1KD (рис.1) гипотенуза C_1K , являющаяся радиусом кривизны боковой поверхности зуба инструмента, равна катету C_1D , деленному на синус текущего угла зацепления α_1 , т.е.

$$\rho = \frac{x - x'_c}{\sin \alpha_1}, \quad (2)$$

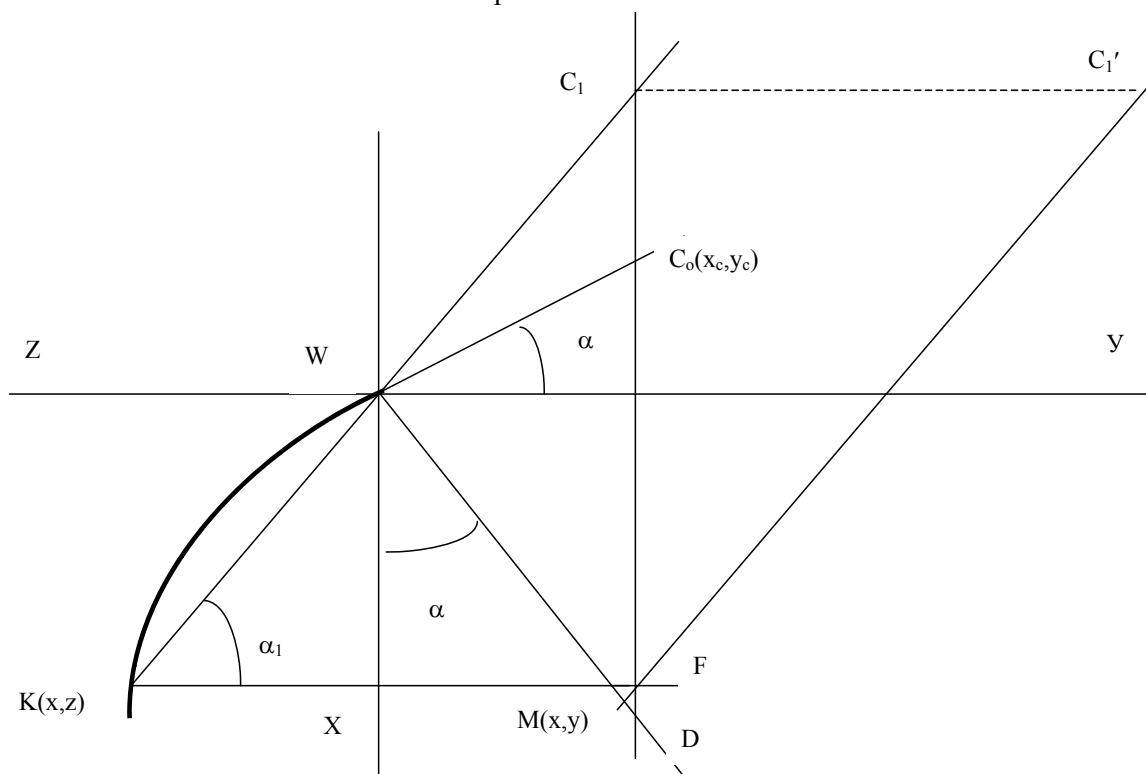


Рис.1. К построению эволютного зацепления.

т.к. упомянутый катет равен сумме абсцисс точек K и C_1 , при этом абсцисса точки C_1 отрицательна, а ее модуль определяется через расстояние $h=WD$ от мгновенного центра скоростей до полюса зацепления, угол зацепления в полюсе α и текущий угол зацепления

$$x'_c = h \sin \alpha / \cos \alpha_1. \quad (3)$$

Поскольку

$$\cos \alpha_1 = \frac{1}{\sqrt{1 + y'^2}} \quad (4)$$

и
$$\rho = \frac{(1 + y'^2)^{3/2}}{y''}, \quad (5)$$

то подставляя эти значения в (2), имеем

$$\frac{x - h \sin \alpha}{y'} = \frac{1 + y'^2}{y''}. \quad (6)$$

Вывод уравнения (6) можно получить и из формул (1), при этом надо учесть, что
$$x = z/y', \quad (7)$$

а координата y_3 равна
$$y_3 = h \sin \alpha \quad (8)$$

После несложных преобразований уравнения (6) имеем

$$y'' = \frac{y'(1 + y'^2)}{y'h \sin \alpha - x}. \quad (9)$$

Полученное уравнение (9) записано в форме, удобной для решения с помощью программного комплекса VISSIM [3]. За начальные условия принято: $x_0=0$; $y_0=0$; $y'_0=f$, т.е. профиль зуба проходит через полюс зацепления, в котором помещено начало координат, а тангенс угла зацепления в полюсе равен коэффициенту трения скольжения. Пределы интегрирования от -1 до $+1$, т.к. решение выполнялось для модуля $m=1$. Полученный график функции, описывающий боковую поверхность зуба инструмента, представлен в виде полинома. Головка зуба инструмента описывается уравнением кубической параболы $y=0,2x+0,25x^2+0,32x^3$, а ножка – $y=0,2x+0,2x^2+0,02x^3$. Если этим инструментом нарезать, например, шестерню, то для нарезания

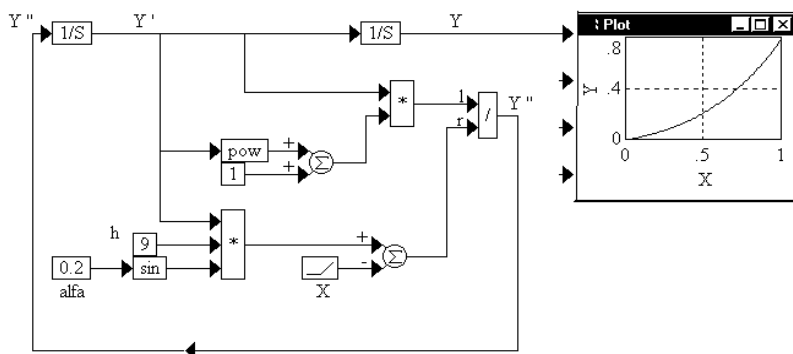


Рис. 2. Схема решения уравнения (9).

колеса потребуется инструмент, у которого головка будет описываться уравнением $y=0,2x+0,2x^2+0,02x^3$, а ножка – уравнением $y=0,2x+0,25x^2+0,32x^3$. На схеме решения (рис. 2) приведен вид головки зуба инструмента для нарезания,

например, зуба шестерни, расположенного горизонтально, т.е. головка выпуклая. Вид ножки не приведен, но она – вогнутая. Следовательно, в контакте всегда будут находиться выпуклая и вогнутая поверхности. Расчеты характеристик зубчатой передачи с параметрами $u=4$, $z_1=21$, $z_2=84$, $m=1$, $f=0,1$ приведены в таблице. Здесь следует отметить такую особенность: коэффициент полезного действия передачи определяется не заложенным значением коэффициента трения, а реальной его величиной при условии, что она не превышает заложенную.

По результатам расчета можно заключить следующее: характеристики зубчатой передачи с эволютным зацеплением значительно выше аналогичных для передачи с эвольвентным зацеплением. Следовательно, применение нового зацепления после соответствующих испытаний экономически целесообразно. Передача с эволютным зацеплением будет служить дольше, так как в зацеплении будут значительно меньшими напряжения и менее интенсивный износ рабочих поверхностей.

Таблица

Характеристики зубчатой передачи

Тип зацепления	Приведенный радиус кривизны в полюсе зацепления	Коэффициент перекрытия	Коэффициент полезного действия	Максимальное значение коэффициента удельного скольжения
Эволютное	3,2	2,3	0,98	1,82
Эвольвентное	2,1	1,1	0,97	6,2

Список литературы

1. Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений. М., Наука.-1968.-584с.
2. Бронштейн И.Н. и Семендяев К.А. Справочник по математике. М.: Наука.-1967.- С.241.
3. Кириченко А.Ф., Федченко А.В. Методика компьютерной реализации динамической модели зубчатой передачи Новикова ДЛЗ // Вестник ХГПУ.-Харьков,1999.-Вып.54.- С.80-84.

Анотація

Комп'ютерна побудова еволютного зацеплення

В статті розглянуто метод побудови зацеплення для силових зубчатих передач з опуклоугнутим контактом за допомогою еволути робочої поверхні зуба інструментальної рейки на персональному комп'ютері. Проведено порівняння характеристик передачі з новим зацепленням з евольвентною передачею.

Abstract

Computer construction of evolute gearing

In clause the method of construction of gearing for power gear transfers with convexo-concave contact to the help evolute of a working surface of a tooth tool rack on the personal computer is considered. The comparison of the characteristics of transfer with a new kind of gearing with evolvent transfer is carried out.

ИНТЕГРАЛЬНЫЕ ОЦЕНКИ ПРИБЛИЖЕННЫХ РЕШЕНИЙ ЗАДАЧ УПРУГОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ТЕЛ С НАЧАЛЬНЫМИ ДЕФОРМАЦИЯМИ

Ромашов Ю.В., канд. техн. наук
(НТУ «ХПИ»)

В работе при помощи известных вариационных методов построены новые интегральные оценки приближенных решений задач упругого деформирования тел с начальными деформациями.

Для определения напряженно-деформированного состояния элементов конструкций часто используют различные приближенные методы на основе вариационных постановок краевых задач теории упругости. При этих обстоятельствах желательно располагать оценками, позволяющими определить насколько полученное приближенное решение близко к точному решению. Сопоставление значений частных функционалов теории упругости позволяет определить насколько приближенное решение близко к точному решению [1], что позволяет рассматривать значения соответствующих функционалов, как интегральные оценки приближенных решений. В работе [2] в качестве интегральных оценок приближенных решений задач теории упругости предлагается использовать значения функционалов Лагранжа, Кастильяно и Рейсснера. В этом случае, чем меньше будет разница между значениями функционалов Лагранжа, Кастильяно и Рейсснера, подсчитанных на приближенном решении, тем меньше приближенное решение будет отличаться от точного решения. Такой подход, который можно обосновать, применяя методы выпуклого анализа для исследования вариационных задач [3], оказался весьма эффективным для практического использования при решении краевых задач на ЭВМ [2].

Цель данной работы - обобщение этого подхода на случай задач об упругом деформировании тел при наличии начальных деформаций.

Рассмотрим математическую постановку задач о деформировании тел с начальными деформациями. Будем считать, что тело, занимающее объем V , ограниченный поверхностью S , находится в поле объемных сил $\vec{f} = f^i \vec{e}_i$, где $\vec{e}_1, \vec{e}_2, \vec{e}_3$ - векторы основного базиса. На части S_u поверхности S тела заданы перемещения точек тела, а на части S_p поверхности S тела действуют поверхностные нагрузки $\vec{p} = p^i \vec{e}_i$. Предполагаем, что при деформировании тела деформации ε_{ij} в его точках остаются малыми и

складываются из двух составляющих:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^0, \quad (1)$$

где $\varepsilon_{ij}^e = c_{ijkl} \sigma^{kl}$ - упругие деформации, ε_{ij}^0 - начальные деформации, обусловленные какими-либо внешними воздействиями на тело.

Рассматриваемую задачу можно формулировать как задачу минимизации функционала Лагранжа [4]:

$$J_L = \iiint_V \left(\frac{1}{2} c^{ijkl} \varepsilon_{ij}(\bar{u}) \varepsilon_{kl}(\bar{u}) - c^{ijkl} \varepsilon_{ij}^0 \varepsilon_{kl}(\bar{u}) - u_i f^i \right) dv - \iint_{S_p} u_i p^i ds, \quad (2)$$

$$\text{где } \varepsilon_{ij}(\bar{u}) = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial \alpha^j} + \frac{\partial u_j}{\partial \alpha^i} \right) - \Gamma_{ij}^s u_s.$$

Задачу об упругом деформировании тел при наличии начальных деформаций также можно формулировать как задачу максимизации функционала Кастильяно [4]:

$$J_C = \iint_{S_u} \sigma^{ij} n_j u_i^* ds - \iiint_V \left(\frac{1}{2} d_{ijkl} \sigma^{ij} \sigma^{kl} + \sigma^{ij} \varepsilon_{ij}^0 \right) dv, \quad (3)$$

и как задачу поиска стационарного значения функционала Рейсснера [4]:

$$J_R = \iiint_V \left[\sigma^{ij} \left\{ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial \alpha^j} + \frac{\partial u_j}{\partial \alpha^i} \right) - \Gamma_{ij}^k u_k \right\} - \frac{1}{2} d_{ijkl} \sigma^{ij} \sigma^{kl} - \sigma^{ij} \varepsilon_{ij}^0 - u_i f^i \right] dv - \iint_{S_p} u_i p^i ds - \iint_{S_u} \sigma^{ij} n_j (u_i - u_i^*) ds. \quad (4)$$

Для построения интегральных оценок приближенных решений задач упругого деформирования тел при наличии начальных деформаций воспользуемся подходом, предложенным в работе [3]. В качестве основной задачи рассмотрим задачу минимизации функционала Лагранжа (2) на множестве K_u кинематически возможных полей вектора перемещений:

$$J_L^* = \min_{\bar{u} \in K_u} \{ J_L(\bar{u}) \}. \quad (5)$$

Возмущение задачи (5) введем в следующем виде:

$$\Phi = \iiint_V \left[\frac{1}{2} c^{ijkl} (\varepsilon_{ij} + p_{ij}) (\varepsilon_{kl} + p_{kl}) - c^{ijkl} \varepsilon_{ij}^0 (\varepsilon_{kl} + p_{kl}) - u_i f^i \right] dv - \iint_{S_p} u_i p^i ds, \quad (6)$$

где $\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}(\bar{u})$.

Установлено, что двойственная задача и лагранжиан основной задачи (5) относительно возмущения (6) будут иметь вид соответственно

$$\Phi^* = \max_{\sigma^{ij} \in M} \left\{ \iint_{S_u} \sigma^{ij} n_j u_i^* ds - \iiint_V \left(\frac{1}{2} d_{ijkl} \sigma^{ij} \sigma^{kl} + \sigma^{ij} \varepsilon_{ij}^0 \right) dv - \frac{1}{2} \iiint_V c^{ijkl} \varepsilon_{ij}^0 \varepsilon_{kl}^0 \right\}, \quad (7)$$

где M - множество статически возможных полей тензора напряжений;

$$L^* = \max_{\sigma^{ij}} \min_{\bar{u} \in K_u} \left\{ L(u_i, \sigma^{ij}) \right\}, \quad (8)$$

где

$$L(u_i, \sigma^{ij}) = \iiint_V \left[\sigma^{ij} \left\{ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial \alpha^j} + \frac{\partial u_i}{\partial \alpha^j} \right) - \Gamma_{ij}^k u_k \right\} - \frac{1}{2} d_{ijkl} \sigma^{ij} \sigma^{kl} - \sigma^{ij} \varepsilon_{ij}^0 - u_i f^i \right] dv - \\ - \iint_{S_p} u_i p^i ds - \frac{1}{2} \iiint_V c^{ijkl} \varepsilon_{ij}^0 \varepsilon_{kl}^0 dv.$$

Сопоставление выражений (2)-(4), (7), (8) позволяет рекомендовать в качестве интегральных оценок приближенных решений задач об упругом деформировании тел при наличии начальных деформаций три величины:

$$\left\{ J_L; J_R - \frac{1}{2} \iiint_V c^{ijkl} \varepsilon_{ij}^0 \varepsilon_{kl}^0 dv; J_C - \frac{1}{2} \iiint_V c^{ijkl} \varepsilon_{ij}^0 \varepsilon_{kl}^0 dv \right\}. \quad (9)$$

Чем меньше будет разница между величинами (9), подсчитанными на приближенном решении задачи, тем это приближенное решение будет меньше отличаться от точного решения. Видно, что при отсутствии начальных деформаций ε_{ij}^0 получаем интегральные оценки, которые представляют собой значения функционалов Лагранжа, Кастильяно и Рейсснера. Рассмотрим интегральные оценки (9) для частной задачи о растяжении однородного стержня длиной a постоянного поперечного сечения площадью F . Ось x направим вдоль оси стержня. Будем считать, что точки стержня, у которых $x = 0$, жестко закреплены, а в точках стержня, у которых $x = a$ действуют распределенные нагрузки, статически эквивалентные силе N . Стержень предполагается нагретым так, что разница температур в исходном и нагретом состоянии $\Delta T(x) = t \frac{x}{a}$, где t - некоторая постоянная; начальная деформация стержня вследствие его температурного расширения $\varepsilon^0 = \alpha \Delta T(x)$, где α - коэффициент температурного расширения. Рассматриваемую задачу можно сформулировать в вариационной постановке. Функционалы (2)-(4) в этом случае примут вид:

$$J_L = F \int_0^a \left[\frac{1}{2} E \left(\frac{du}{dx} \right)^2 - E \alpha \Delta T \frac{du}{dx} \right] dx - Nu|_{x=a}, \quad J_C = -F \int_0^a \left(\frac{\sigma^2}{2E} + \sigma \alpha \Delta T \right) dx, \quad (10) \\ J_R = F \int_0^a \left(\sigma \frac{du}{dx} - \frac{\sigma^2}{2E} - \sigma \alpha \Delta T \right) dx - Nu|_{x=a} + F(\sigma u)|_{x=0}.$$

Интегральные оценки (9) при этом запишутся так:

$$\left\{ J_L; J_R - \frac{1}{2} F \int_0^a E(\alpha \Delta T)^2 dx; J_C - \frac{1}{2} F \int_0^a E(\alpha \Delta T)^2 dx \right\}. \quad (11)$$

Проверим, будут ли совпадать интегральные оценки (11), подсчитанные на точном решении рассматриваемой задачи о растяжении стержня при наличии температурной деформации, которое можно легко получить аналитически:

$$u(x) = \frac{\alpha t}{2a} x^2 + \frac{N}{EF} x, \quad \varepsilon(x) = \frac{\alpha t}{a} x + \frac{N}{EF}, \quad \sigma(x) = \frac{N}{EF}. \quad (12)$$

Для этого вычислим стационарные значения функционалов (10). Подставляя решение (12) в функционалы (10), после интегрирования получим:

$$J_L^* = -\frac{EF\alpha^2 t^2}{6} - \frac{\alpha t a N}{2} - \frac{N^2 a}{2EF}, \quad J_C^* = -\frac{\alpha t a N}{2} - \frac{N^2 a}{2EF}, \quad J_R^* = -\frac{\alpha t a N}{2} - \frac{N^2 a}{2EF}. \quad (13)$$

Из выражений (13) видно, что стационарные значения функционалов Лагранжа, Кастильяно и Рейсснера не совпадают, как это имеет место в задачах упругого деформирования тел при отсутствии начальных деформаций. В тоже время, вычисления интегральных оценок (11) на точном решении (12) приводят к следующему результату:

$$J_R^* - \frac{1}{2} F \int_0^a E(\alpha \Delta T)^2 dx = -\frac{EF\alpha^2 t^2}{6} - \frac{\alpha t a N}{2} - \frac{N^2 a}{2EF}, \quad (14)$$

$$J_C^* - \frac{1}{2} F \int_0^a E(\alpha \Delta T)^2 dx = -\frac{EF\alpha^2 t^2}{6} - \frac{\alpha t a N}{2} - \frac{N^2 a}{2EF}. \quad (15)$$

Как видно из равенств (13)-(15) интегральные оценки (11), подсчитанные на точном решении (12), совпадают.

В качестве заключения отметим, что при помощи известных методов исследования вариационных задач [3], построены новые интегральные оценки приближенных решений задач упругого деформирования тел с начальными деформациями. Полученные новые результаты не противоречат результатам работы [2], поскольку, при отсутствии начальных деформаций полученные интегральные оценки будут представлять собой значения функционалов Лагранжа, Кастильяно и Рейсснера. В дальнейших исследованиях необходимо провести экспериментальную проверку полученных теоретических решений.

Список литературы

1. Абовский Н.П. Вариационные принципы теории упругости и теории оболочек. - М: Наука, 1978. - 287 с.
2. Морачковский О.К., Ромашов Ю.В., Сало В.А. Метод R-функций в решении задач теории упругости на основе смешанного вариацион-

ного принципа Рейсснера // Прикладная механика. - 2002. - Т.38, № 2. - С. 65-71.

3. Экланд И., Темам Р. Выпуклый анализ и вариационные проблемы: Пер. с англ. - М: Мир, 1979. - 400 с.
4. Розин Л.А. Вариационные постановки задач для упругих систем. - Л: Изд-во Ленингр. ун-та, 1978. - 224 с.

Анотація

Інтегральні оцінки наближених рішень задач пружного деформування тіл з початковими деформаціями

У роботі за допомогою відомих варіаційних методів побудовані нові інтегральні оцінки наближених рішень задач пружного деформування тіл з початковими деформаціями.

Abstract

Integral estimations of approximated problem solvings of elastic deforming of bodies with initial deformations

In activity through known variational methods the new integral estimations of approximated problem solvings of elastic deforming of bodies with initial deformations are constructed.

ВНЕЗАПНЫЕ ОТКАЗЫ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ БЛОКОВ РАЗРЯДНОЙ ЦЕПИ ГЕНЕРАТОРА ИМПУЛЬСОВ ТОКА

Петков А.А.
(НТУ «ХПИ»)

В работе рассмотрена методика определения вида отказов функциональных блоков разрядной цепи генераторов импульсов тока. Приведены соотношения для определения вероятности безотказной работы функциональных блоков при внезапных отказах.

Среди устройств, предназначенных для создания импульсных токов, особое место занимают генераторы импульсов тока (ГИТ) на базе емкостных накопителей энергии, которые применяются в качестве источников энергии в различных областях науки и техники. Наиболее широко ГИТ применяются при создании и исследовании сильных электромагнитных полей; решении проблем управляемой термоядерной реакции; изучении строения вещества; создании мощных лазеров и прогрессивных электрофизических технологий. Недостаточная надежность ГИТ имеет ряд последствий при их применении. Учитывая специфику использования ГИТ в качестве основных можно выделить следующие последствия: возрастание материальных и временных затрат на проведение испытаний и экспериментов; ограничение областей применения ГИТ; снижение эффективности научных исследований и эффективности применения новых прогрессивных технологий; замедление темпов реализации новых технических идей.

Это обуславливает широко проводимые в настоящее время исследования по повышению надежности компонентов, входящих в разрядную цепь ГИТ [1 - 4], которая включает в себя ряд функциональных блоков (ФБ): батарею накопительных конденсаторов, систему коммутации, блоки формирующих компонентов, систему энергопроводов, коллектор и нагрузку [5]. Практически все ФБ (за исключением нагрузки) обычно состоят из некоторого количества однотипных компонентов, которые соединяются между собой по схемам, представленным на рис. 1.

Это предопределяет необходимость и практическую возможность исследования надежности ФБ в целом, как структурной единицы разрядной цепи.

При отказах отдельных компонентов, в зависимости от схемы их соединения, отказы ФБ могут иметь характер внезапных отказов, вызывающих прерывание процесса функционирования ГИТ, и постепенных отказов [6, 7], вызывающих только изменение выходных параметров импульса

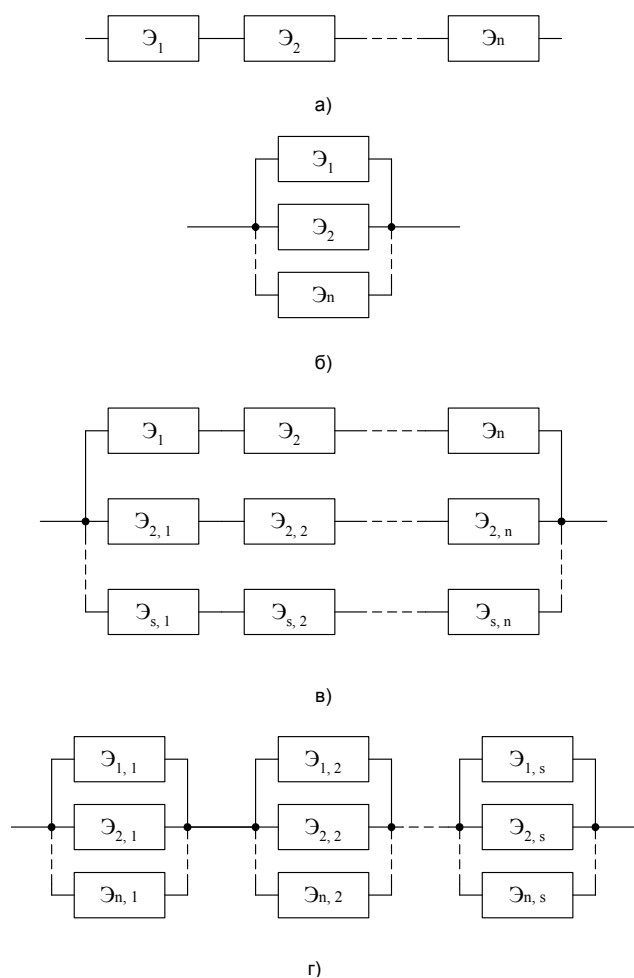


Рис. 1. Схемы соединения компонентов функциональных блоков разрядной цепи ГИТ. $\mathcal{E}_{i,j}$ – единичный компонент функционального блока.

нии: этот вид отказа имеет место при разрушении внутренней гальванической связи компонента и связан с термическим и электродинамическим воздействием протекающего импульса тока;

тока. Целью настоящей работы является анализ причин внезапных отказов ФБ, влияния на внезапные отказы ФБ схемы соединения составляющих компонентов и их надежности, а также сопоставление вида отказа компонентов и ФБ в целом. Взаимосвязь вида отказа отдельных компонентов, схемы их соединения и вида отказов ФБ приведены в табл. 1.

В общем случае внезапные отказы функциональных блоков могут происходить по следующим причинам:

а) короткое замыкание компонентов при их параллельном соединении: данный вид отказа компонентов в основном связан с электрическим пробоем наружной изоляции между их выводами, а в высоковольтных конденсаторах и кабелях также с пробоем внутренней изоляции;

б) обрыв компонентов при их последовательном соединении:

Таблица 1.

Виды отказов функциональных блоков

Вид соединения по рис. 1	Вид отказа компонента	Вид отказа ФБ
а	КЗ	постепенный ¹⁾ / внезапный
	обрыв	внезапный
б	КЗ	внезапный
	обрыв	постепенный
в	КЗ	постепенный ¹⁾ / внезапный
	обрыв	постепенный
г	КЗ	постепенный ¹⁾ / внезапный
	обрыв	постепенный ¹⁾ / внезапный

в) короткое замыкание между выводами функционального блока: данный вид отказа всегда связан с нарушением состояния изоляции между выводами (оседание пыли на изолирующую поверхность, старение изоляции) и изменением внешних условий (например, повышение влажности).

Примечание. Данные варианты отказов можно считать постепенными при условии, что отказ единичного компонента не приводит к резкому изменению нагрузки на остальные компоненты и их лавинообразному отказу. В таблице и далее КЗ обозначает короткое замыкание.

Тогда вероятность безотказной работы функционального блока определится как

$$P_{бр} = (1 - P_{обр}) (1 - P_{кз}) (1 - P_{э}) \quad (1)$$

где $P_{бр}$ – вероятность безотказной работы функционального блока;

$P_{обр}$ - вероятность обрыва соединительных компонентов;

$P_{кз}$ - вероятность КЗ между выводами функционального блока;

$P_{э}$ -вероятность отказов компонентов, определяемая согласно табл. 2.

Вероятности безотказной работы компонентов (при внезапных отказах), используемые в соотношениях, приведенных в табл. 2, определяются по материалам нормативной документации на компоненты, справочной литературе [5], а в специфических режимах их использования по результатам исследований. Вероятности $P_{обр}$ и $P_{кз}$ определяются для конкретных исполнений ГИТ и внешних условий их эксплуатации.

Таблица 2.

Вид соединения по рис. 1	Характеристика отказа ФБ	$P_{э}$	Примечание
а	обрыв хотя бы в одном компоненте	$1 - q^{n_0}$	q - вероятность безобрывной работы компонента
б	КЗ хотя бы в одном компоненте	$1 - q^{n_0}$	q - вероятность работы компонента без КЗ
в	КЗ всех компонентов группы	p^k	p - вероятность КЗ в компоненте
г	обрыв всех компонентов группы	p^k	p - вероятность обрыва в компоненте

Таким образом, приведенные материалы позволяют определять вид отказов ФБ разрядной цепи ГИТ и вычислять вероятность безотказной работы ФБ по внезапным отказам. Они являются основой для дальнейшего исследования влияния внезапных отказов ФБ на работоспособность ГИТ в целом – способность генерировать заданный импульс тока с требуемой надежностью в течение всего срока службы.

Список литературы

1. Рудаков В.В., Беспалов В.Д., Золотухин А.Н., Дубийчук О.Ю. Надеж-

- ность и удельные характеристики высоковольтных импульсных конденсаторов // Технічна електродинаміка. Тематичний випуск: Проблеми сучасної електротехніки. Частина 6. - 2002. - С.89-93.
2. Карев Г.С., Квятковский В.А., Бондаренко В.А. Расчет допустимого коэффициента импульсной перегрузки и температуры перегрева проводочных резисторов в импульсных режимах // Электронная техника. Серия 5. Радиодетали и радиокомпоненты. вып. 3 (44). – 1980. - С. 12-44.
 3. Ковальчук Б.М., Кремнев В.В., Поталицын Ю.Ф. Сильноточные наносекундные коммутаторы. Новосибирск: Наука. 1979. – 176 с.
 4. Кучинский Г.С., Лысаковский Г.Г., Шилин О.В. Надежность изоляции емкостных накопителей большой энергии // Высоковольтная импульсная техника. Сборник статей. Вып. 2. Чебоксары. Чувашский госуниверситет. – 1975. - С. 104 -112.
 5. Техника больших импульсных токов и магнитных полей /Дашук П.Н., Зайенц С.А., Комельков В.С. и др. / Под ред. В.С. Комелькова. - М.: Атомиздат, 1970. - 472 с.
 6. Петков А.А. Числовые характеристики распределения выходных параметров конденсаторной батареи генератора импульсов тока // Электротехника. - 1991. - №5. - С. 53-55.
 7. Петков А.А. Учет критериев надежности при выборе количества накопительных конденсаторов в высоковольтном импульсном устройстве // Электротехника. - 1992. - №8-9. - С.24-26.
 8. Козлов Б.А., Ушаков И.А. Справочник по расчету надежности аппаратуры радиоэлектроники и автоматики. - М.: Сов. радио, 1975. - 472с.

Анотація

Раптові відмовлення функціональних блоків розрядного ланцюга генератора імпульсів струму

У роботі розглянута методика визначення виду відмовлень функціональних блоків розрядного ланцюга генераторів імпульсів струму. Наведені співвідношення для визначення імовірності безвідмовної роботи функціональних блоків при раптових відмовленнях.

Abstract

Random failures of functional blocks of a discharge circuit of the current pulses generator

This paper considers the technique which is used for the determination of a type of failure of the functional blocks of a discharge circuit in the current pulse generator. The ratios related to determination of a probability of the failure free operation in case of random failures have been given.

РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ УПРАВЛЕНИЯ ВНЕШНЕЙ НАГРУЗКОЙ ПРИ ИМПУЛЬСНОЙ ШТАМПОВКЕ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ

Савченко Н.Ф., канд. техн. наук

(Харьковский государственный экономический университет)

Рассматриваются основные особенности управления параметрами внешней нагрузки, что обусловлено необходимостью повышения качества деталей сложной формы

Сложность изготовления крупногабаритных деталей в ряде случаев способствует развитию застойных процессов в экономике Украины, что обусловлено отсутствием необходимого оборудования для изготовления сложных в техническом отношении объектов, а также высокой стоимостью приобретения к ним крупногабаритных изделий как комплектующих [1-3].

Проблемы изготовления уникальных крупногабаритных изделий могут быть достаточно острыми и в связи с тем, что крупногабаритные детали применяются как базовые во многих различных по назначению конструкциях машин и сооружений, например типа резервуаров, деталей транспортных и сельскохозяйственных машин. Поэтому совершенствование технологии изготовления крупногабаритных деталей в настоящее время достаточно актуально.

Для совершенствования технологических методов изготовления крупногабаритных изделий и разработки новых технологий следует исходить из позиции оценки крупногабаритных деталей как уникальных по критериям, определяемым назначением, конструктивными особенностями изделий, технологией их изготовления, наличием специального оснащения, особенностями эксплуатации.

С этих позиций показательны во многих отношениях изделия типа резервуаров. Как известно, резервуары предназначаются [1] для хранения жидкостей: нефти, нефтепродуктов, химических, пищевых продуктов, сжиженных газов, воды. Жидкости в зависимости от своих свойств и заданных условий хранения могут сохраняться в резервуарах при нормальном или повышенном (до 0,07 МПа) давлении. Продукты в газообразном состоянии хранятся в газгольдерах при низком (до 4 кПа) или высоком (до 3 МПа) давлении. Габариты резервуаров и газгольдеров могут достигать десятков метров.

Конструктивные решения различных, преимущественно, стальных

резервуаров и газгольдеров, влияющие на особенности выбора технологических процессов, имеют следующие общие черты:

большие геометрические размеры, не допускающие, как правило, перевозки их с завода-изготовителя в полностью собранном виде;

использование для изготовления всех основных элементов листовой стали сравнительно небольших толщин, обычно в пределах от 4 до 20 - 30 мм;

большая протяженность сварных соединений (до нескольких тысяч метров на одном резервуаре или газгольдере), находящихся к тому же в различных пространственных положениях.

Общими для этих сооружений являются также высокие требования, предъявляемые к их герметичности, долговечности и надежности в эксплуатации [1]. В то же время различные группы хранилищ в зависимости от их назначения, вида и состояния хранимого продукта, режима использования, географического расположения и ряда других факторов имеют свои отличительные особенности как в отношении конструкции, так и в отношении предъявляемых к ним требований (как правило, усложняющих конструкцию и увеличивающих ее стоимость).

Проведенный анализ основных конструктивных особенностей позволяет считать весьма перспективным использование беспрессовых методов изготовления крупногабаритных изделий, в частности импульсной штамповки, которые могут рассматриваться как гибкие, легко адаптируемые к месту изготовления изделия, комплексы.

Особую эффективность эти разработки могут представлять при изготовлении крупногабаритных деталей размерами более 1 м из листовых и объемных заготовок, что обусловлено отсутствием во многих случаях требуемого прессового оборудования, в сотни и более раз меньшими энергозатратами при их применении, малой стоимостью оснастки. Однако при этом должно быть рационально выбраны конструктивные размеры изделий, их членение по типу «дно-стенка». В случае неблагоприятного расчленения изделия на приемлемые в технологическом отношении части возможны разрывы сплошности основного металла и металла сварного шва, так как для импульсной тонколистовой штамповки деталей с

большой гибкостью $\lambda = \frac{d}{s} > 200$ (d, s – диаметр и толщина стенки изде-

лия) могут возникать, как и при прессовой штамповке, переутонения стенок, достигающие 30 - 40% исходной толщины материала, и гофры (бухтины) на поверхности отштампованных деталей [3]. Установлено также, что управление внешней нагрузкой может считаться одним из важных факторов интенсификации импульсной штамповки [2,4-5]. Отштампованные детали могут иметь ряд дефектов при повышенной скорости деформирования заготовок и сопутствующих волновых эффектов: обрывы в виде просечки

материала в зоне протяжного ребра матрицы (тонкостенные заготовки) или разрушения купольной части изделия и в зоне сварного шва (заготовки различных толщин).

Поэтому был разработан метод штамповки с экранированием энергоносителей [5], основным преимуществом которого следует считать возможность локализации энергии взрыва в зонах, непосредственно расположенных у штампуемой заготовки (рис.1).

При этом дополнительно создаются и предпосылки для более равномерного распределения внешней нагрузки по заготовке и улучшения кинематических условий при ее формоизменении. Для управления параметрами внешней нагрузки (интенсивности и длительности действия) можно предложить:

использование линейно распределенных и локально сосредоточенных зарядов взрывчатых веществ (ВВ), а также их комбинаций, например из зарядов простой формы (сферической);

применение экранов в виде акустических линз для преобразования эпюры распределения внешней нагрузки.

Для предварительной оценки кинематических условий вытяжки фланца можно воспользоваться уравнением

$$\frac{Mv^2}{2} = k\pi \cdot d_0 \sigma_s l e + \frac{M_\phi v^2}{2},$$

где M, M_ϕ – соответственно масса донной части и фланца,

v, V_ϕ – скорости перемещения донной части и фланца,

σ_s – предел текучести штампуемого материала,

k – коэффициент динамичности,

d, s, l – соответственно диаметр и толщина стенки детали, длина участка зоны одноосного растяжения,

e – деформация участка зоны,

r_0, r_i – радиус донной части и ее участка, находящегося при вытяжке в условиях двухосного растяжения.

Тогда при известных значениях членов в первой части уравнения (размеры и масса заготовки, экрана, величина деформации, размер зоны двухосного растяжения) можно определить необходимую скорость перемещения донной части заготовки v в любой момент времени. Знание допустимой скорости перемещения донной части позволяет целенаправленно управлять технологическим режимом штамповки: внешней нагрузкой, геометрией матрицы, допустимой глубиной штамповки f_n . на этапах деформирования в широких диапазонах изменения скорости смещения заготовки (от локальных значений, составляющих сотни м/с до $v \rightarrow 0$).

Проведенные исследования показывают, что экранирование позволяет, уменьшив интенсивность преломленных волн, обеспечить соответ-

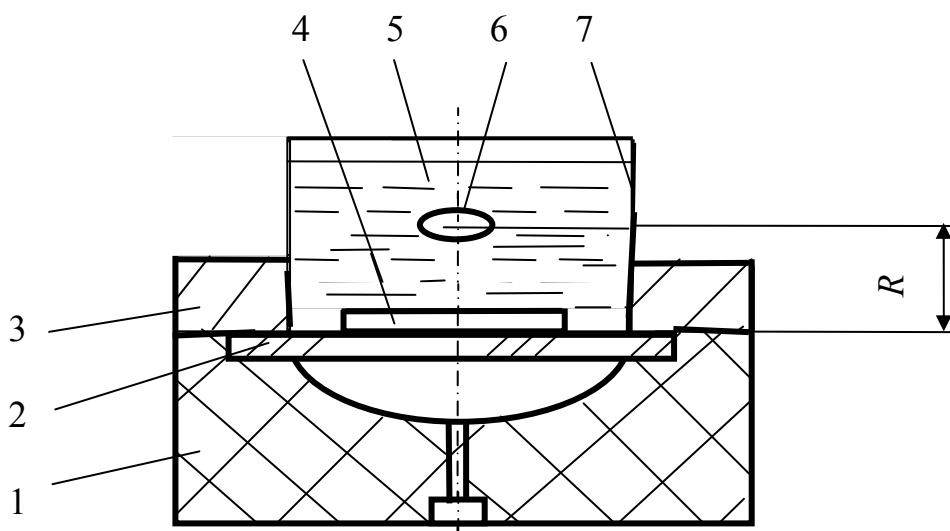


Рис. 1. Схема штамповки крупногабаритных изделий с использованием энергии взрывчатых веществ: 1 – матрица; 2 – листовая заготовка; 3 – прижим; 4 – экран; 5 – передающая среда (преимущественно вода); 6 – заряд взрывчатого вещества; 7 – емкость для передающей среды (бассейн).

ствующее увеличение длительности воздействия ударных волн, что подтверждает ранее сделанные в этой области выводы [2,4,5].

Для примера отметим, что увеличение длительности действия внешней нагрузки вдвое [5] требует практически для всех типов взрывчатых веществ 7...12 - кратного увеличения дистанций и массы заряда, что из-за сложности обеспечения требуемых правил техники безопасности сдерживает

широкое внедрение в производство методов взрывной штамповки. Поэтому в настоящее время для управления внешней нагрузкой чаще используются и другие энергоносители, среди которых наиболее перспективны газовые смеси применением различных технологических прокладок, размещаемых в



Рис.2. Детали типа «дно эллиптическое», диаметр 500мм, толщина стенки 10мм, материал 12Х18Н10Т.

передающей среде между заготовкой и энергоносителем.

В качестве прокладок используются воздушные прослойки, листы тонколистового металла (стали, алюминия или свинца) и резины (рис.1).

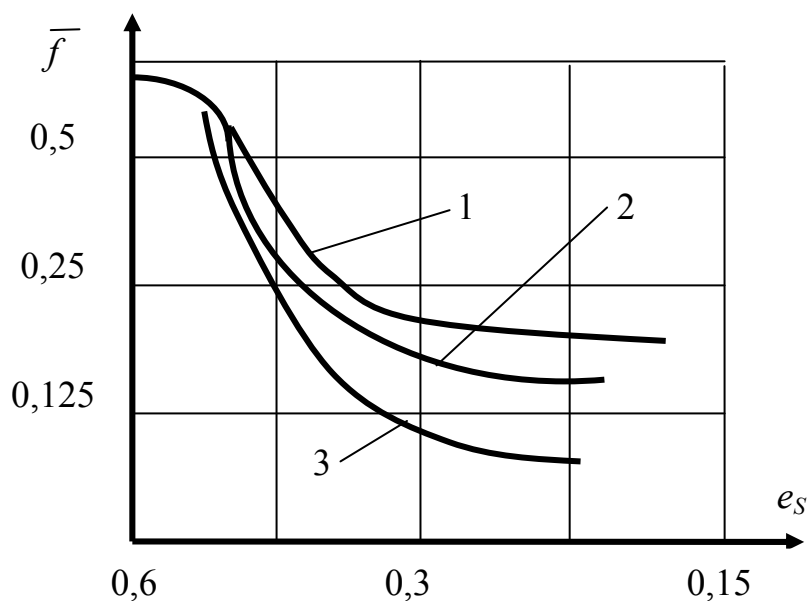


Рис.3. Зависимость относительной глубины штамповки (отношение глубины к диаметру изделия) от допустимых локальных утонений стенки изделия: 1, 2 – без экранирования энергоносителей (соответственно для зарядов ВВ сферической формы и линейно распределенных); 3 – с экранированием энергоносителей (экран в виде акустической линзы).

Примеры изготовления деталей типа днищ приведены на рис. 2

Влияние экранирования на снижение утонений при различной глубине штамповки f для модельных изделий (рис.2) показано на рис. 3.

Уменьшение дистанции взрыва в среднем в 3-5 раз благодаря применению экранов не только повышает качество изготовления изделий (уменьшить до минимума опасность возникновения гофров и локальных,

превышающих допустимые утонения), но и позволяет локализовать вредные воздействия ударных волн в пределах зоны заготовки [5].

Таким образом, проведенные исследования позволяют считать перспективным использование импульсных технологий для изготовления крупногабаритных изделий с использованием экранов для регулирования параметров внешней нагрузки (распределения по заготовке). При этом предполагаются дальнейшее проведение исследований в области минимизации дистанции взрыва (размещения энергоносителя), выбор рационального количества энергоносителей в зависимости от параметров безопасности (минимальные шумовые и сейсмические эффекты), использование специальных вакуумных устройств, а также оценки влияния импульсных воздействий на стойкость и жесткость экранов различных форм в плане.

Таким образом, проведенные исследования позволяют считать перспективным использование импульсных технологий для изготовления крупногабаритных изделий с использованием экранов для регулирования параметров внешней нагрузки (распределения по заготовке). При этом

предполагаются дальнейшее проведение исследований в области минимизации дистанции взрыва (размещения энергоносителя), выбор рационального количества энергоносителей в зависимости от параметров безопасности (минимальные шумовые и сейсмические эффекты), использование специальных вакуумных устройств, а также оценки влияния импульсных воздействий на стойкость и жесткость экранов различных форм в плане.

Список литературы

1. Поповский Б.В., Дикун В.Н. Изготовление и монтаж крупногабаритных листовых конструкций. – М.: Стройиздат, 1983. – 112 с.
2. Штамповка взрывом. Основы теории. Под ред. д. т. н. М.А. Анучина. М.: Машиностроение. 1972. – 152 с.
3. Савченко Н.Ф. Разработка направлений интенсификации процесса импульсной штамповки тонкостенных деталей. Вісник Харківського державного університету сільського господарства. Вип.10 “Підвищення надійності відновлюємих деталей машин. Фізичні та комп’ютерні технології”. – Харків. 2002, с.154–159
4. Лимберг Э. А. Экранирование оболочек от действия импульсивной нагрузки. – В кн.: Самолетостроение и техника воздушного флота, вып. 10. Изд. Харьков. гос. ун-та, 1967, с. 100–103.
5. Савченко Н.Ф., Краснокутский А. М. Об оценке максимальных давлений при экранировании импульсного источника. Импульсная обработка металлов давлением. Тематич. сб. науч. тр. ХАИ, вып. 6, Х.: 1977, с.27-30

Анотація

Розробка методів керування зовнішнім навантаженням при імпульсному штампуванні великогабаритних деталей

Розглянуто основні особливості управління параметрами зовнішнього навантаження, що обумовлено необхідністю підвищення якості виробів складної форми.

Abstract

Mining of methods of control of an external loading at a pulse extrusion of bulky parts

The basic features of control of parameters of an external loading are esteemed, that is conditioned by necessity of improvement of the quality of parts of the composite form

ИЗГОТОВЛЕНИЕ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ ЕМКОСТЕЙ И РЕЗЕРВУАРОВ

Савченко Н.Ф., канд. техн. наук

(Харьковский государственный экономический университет)

Рассматриваются общие подходы к изготовлению крупногабаритных изделий и конструкций.

Необходимость снижения трудоемкости и повышения качества изготовления крупногабаритных изделий обуславливают задачу дальнейшего усовершенствования технологии их изготовления. Это обусловлено, с одной стороны, необходимостью использования достаточно энергетически затратных технологий: либо с использованием специального прессового оборудования [1], либо более широкого внедрения методов штамповки взрывом [2], а, с другой, сложностью предупреждения потери пластической устойчивости крупногабаритных заготовок при их формоизменении. По сути, те же самые недостатки присущи и в случае применения методов последовательного формообразования изделий из отдельных элементов типа лепестков с последующей их сборкой на монтажных площадках и использованием для повышения точности гидрораздува, например [3].

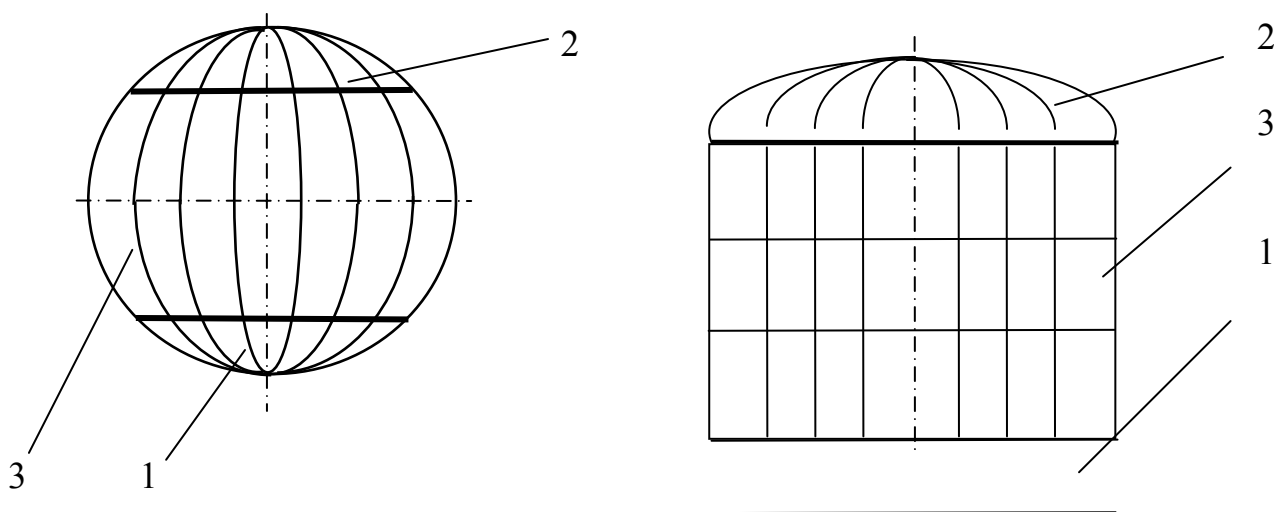


Рис.1. Типовые конструкции резервуаров:

- 1, 2 – соответственно нижняя и верхняя крышка резервуара;
- 3 – базовая часть емкости (сферическая, цилиндрическая).

Примеры таких конструкций – это цилиндрические и сферические резервуары диаметрами более 3–5м (рис.1). Изготовление такого типа

конструкций ведут, как правило, специальные строительные-монтажные организации и управления.

Учитывая, что перспективны также и сооружения других форм, например эллиптические и другие, следует отметить проблему изготовления крупногабаритных изделий как актуальную и достаточно сложную даже применительно к получению отдельных элементов изделий – лепестков и элементов жесткости. Например, меридиональные лепестки получают газопламенной, плазменной резкой по копиру из листа, фрезерованном стопы листов на копировально-фрезерных станках и др. От точности изготовления меридиональных лепестков и их сборки зависит, в конечном счете и качество (например, сферичность) оболочки.

Значительную сложность представляет и необходимость доставки крупногабаритных и маложестких деталей к месту монтажа, большие объемы сварочных и подготовительных работ из-за сравнительно малых размеров элементов конструкции (размеры лепестка), и, в конечном счете, низкая точность всего сооружения.

Поэтому как важнейшая задача повышения качества и снижения трудоемкости изготовления крупногабаритных конструкций представляется максимально большее увеличение размеров отдельных частей изделий (крышки, оболочки, элементов жесткости). Изготовление основных, базовых, в первую очередь, изделий типа крышек и оболочек предполагается непосредственно в месте сооружения крупногабаритной конструкции, без предварительного или с минимальным объемом использования прессовой технологии, в том числе и поэлементной штамповки на предприятии. Также необходимо целенаправленное проведение работ для придания заготовкам специальных, наиболее приемлемых форм (после развертывания на монтажной площадке – конической или цилиндрической) для их рулонирования и транспортировки, с позиций уменьшения габаритов рулонов.

Применение беспрессовых методов штамповки позволяет, как показывает анализ опыта изготовления подобных изделий [1-3], считать возможным 80 – 90 % деталей крупногабаритных сооружений изготавливать непосредственно в зоне их монтажа без использования дорогостоящего оборудования. Один из таких технологических процессов и представлен на схеме (рис.2, авт. св. № 1221809).

Внешняя нагрузка интенсивностью p создается с использованием специального типа импульсных камер (а.с. № 1540121, 1573631, 1575418, 1658477 и других), позволяющих локально, по участкам производить деформирование оболочки. Форма и габариты оболочки лимитируются пластическими свойствами материала и выбирается из соображений минимизации количества сварочных швов. При этом могут использоваться для увеличения размеров основных элементов изделия и методы интенсифи-

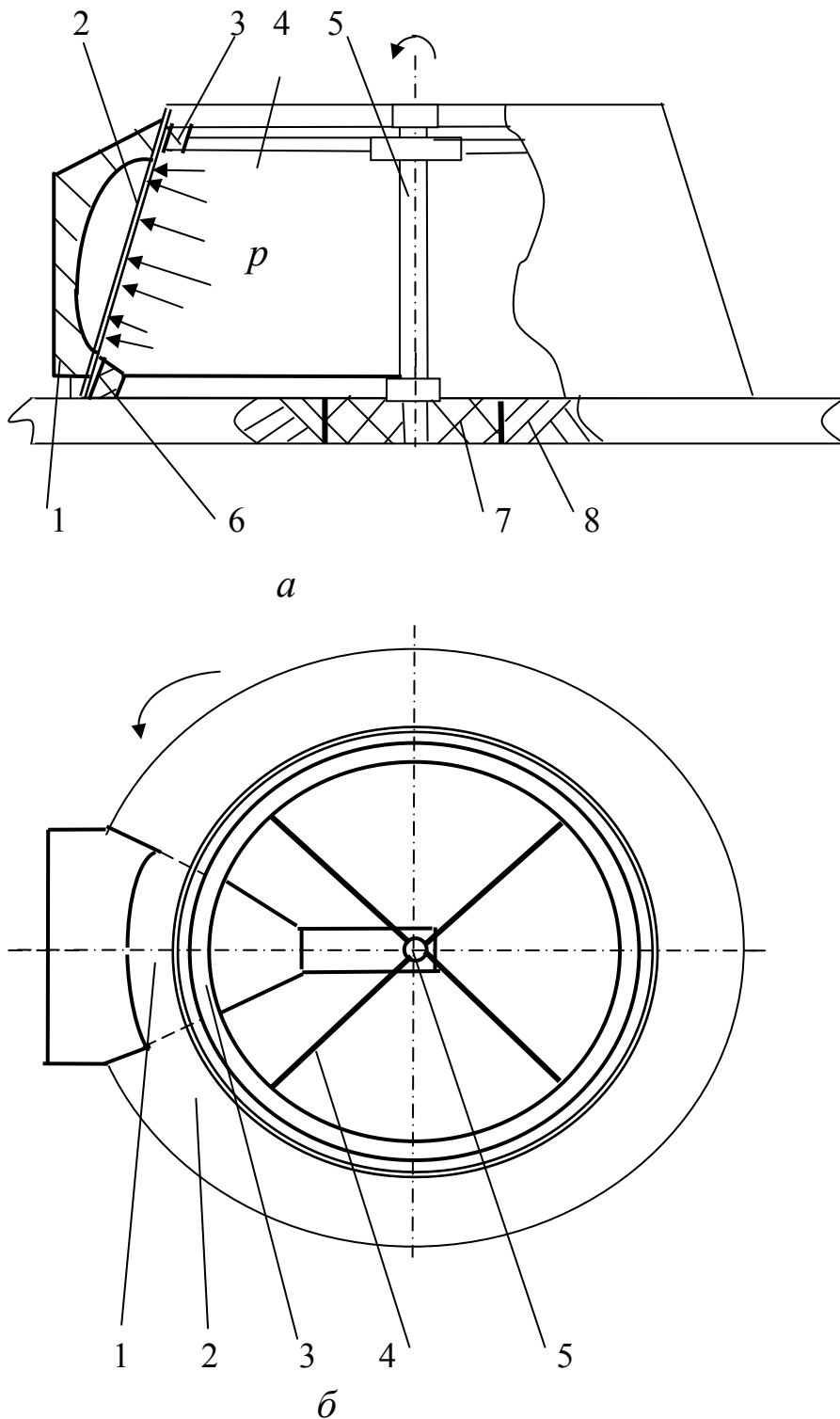


Рис. 2. Схема способа поэлементной штамповки деталей пространственной формы: а – продольный разрез; б – вид в плане.

роование заготовки осуществляют последовательно, вращая ее, или оснастку вокруг оси 5, предварительно закрепленную в гильзе 7 на основании 8. Можно считать, что использование предлагаемой технологии поэлементной штамповки позволит существенно (в 10 и более раз) снизить сроки и стоимость изготовления крупногабаритных конструкций типа резервуаров

кации штамповки, такие как локальный нагрев участков заготовки, искусственное управление параметрами напряженно-деформированного состояния (штамповка с раздачей полуфабриката и перераспределение). Как преимущество можно отметить то, что как формозадающая поверхность могут быть использованы шаблоны или матрица 1 для формоизменения заготовки 2 одинарной кривизны, получаемой разворачиванием листового металла в зоне монтажа резервуара. Для повышения жесткости и предупреждения потери пластической устойчивости при формоизменении используются фиксаторы 3 и 6 (элементы жесткости резервуара), для усиления которых при необходимости могут использоваться дополнительные стержни – «спица» 4. Деформи-

благодаря использованию цилиндрических и конических заготовок максимальных габаритов.

Сферические, цилиндрические, эллипсоидальные и других форм оболочки, изготовленные предлагаемым способом, могут быть использованы также и в пищевой промышленности для хранения вина, спирта, томатной пасты, в водонапорных башнях, для хранения различных, сыпучих продуктов, а также для хранения бензина, аммиачной воды и других легкоиспаряющихся жидкостей и в винодельческой промышленности.

К важнейшим задачам, решение которых позволит в последующем оптимизировать трудоемкие процессы формообразования оболочек, следует отнести проблемы изготовления многослойных тонкостенных конструкций, расширение технологических методов интенсификации крупногабаритной бесстапельной сборки путем максимального использования конструктивных элементов сооружений.

Список литературы

1. Мошнин Е.Н. Технология штамповки крупногабаритных деталей. М.: Машиностроение. 1973. – 240 с.
2. Р.В. Пихтовников, В.К. Борисевич. Перспективы развития листовой штамповки взрывом. Импульсная обработка металлов давлением. Сб. статей под ред. В.К. Борисевича. М. Машиностроение. 1977, с. 4 – 7.
3. М.Г. Скакунов, К.К. Липодат и др. Способ изготовления сферических оболочек. А.с. СССР № 755388 В 21D 51/08, Е 04Н 07/14 от 27.09.77 г.

Анотація

Виготовлення великогабаритних деталей ємкостей і резервуарів

Розглянуті основні підходи до виготовлення виробів та конструкцій великих габаритів

Abstract

Manufacturing of bulky parts of capacitances and tanks

The general approaches to manufacturing of bulky items and designs are esteemed.

КАЧЕСТВО ОБРАБОТКИ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ КАРБИДА ВОЛЬФРАМА ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ

Погребной Н.А., канд. техн. наук, Шевченко С.М., Ткаченко В.П.,
Дитиненко С.А.

(НТУ "ХПИ", ОАО завод "Потенциал",
Харьковский государственный экономический университет)

В работе приведены результаты экспериментальных исследований параметров качества обработки твердых сплавов (крупнозернистых и мелкозернистых) на основе карбида вольфрама после алмазного шлифования с применением электроэрозионной правки алмазных кругов на металлической связке.

Опыт применения алмазного шлифования труднообрабатываемых материалов на основе карбида вольфрама свидетельствует о том, что алмазный круг претерпевает достаточно быстрый износ и потерю режущих свойств. Первоначально достаточно высокая производительность процесса к концу периода стойкости инструмента резко понижается из-за интенсивного засаливания круга. Стойкость круга составляет 6-15 минут. Для восстановления режущих свойств алмазного круга возникает необходимость в правке. Такой интенсивный износ в основном объясняется высокой твердостью обрабатываемого материала: микротвердость WC составляет порядком 1585-1730 кг/мм². Основной эксплуатационной характеристикой качества рабочих поверхностей алмазных инструментов является их режущая способность. Сохранение этих свойств в течении длительного периода времени находится в прямой зависимости от применяемого метода шлифования, позволяющего в той или иной степени поддерживать высокую развитость рельефа алмазного круга, исключать его засаливание в процессе работы и обеспечивать необходимое выступание режущих зерен над связкой алмазного круга. Опыты многих исследователей [1] показывают, что алмазные круги после электроэрозионной правки обладают высокими режущими свойствами, которые существенно превышают режущие свойства, получаемые после других видов правки – абразивной, катодной и пр. Они довольно долго сохраняют режущую способность, хотя в начальный период приработки наблюдается некоторое снижение производительности. При этом имеет место повышенный расход алмазов вследствие вырывания наиболее выступающих слабо закрепленных зерен. Если работа производится в режиме алмазно-искрового шлифования, то режущая способность круга стабильно сохраняется в течение длительного вре-

мени (несколько часов). В результате электро-искрового воздействия существенно повышается режущая способность кругов. Это проявляется в остаточном напряженном состоянии обрабатываемой поверхности. Так, в результате шлифования сплавов ВК8 алмазными кругами одинаковой зернистости, но с различным способом правки круга (абразивная, электроэрозионная), наблюдается формирование в карбидной фазе сжимающих остаточных напряжений, обнаружена тенденция к их возрастанию в 2 раза при шлифовании кругами, правленными электроэрозионным способом (режим механической обработки образцов – $V_{кр} = 30$ м/с, $S = 1$ м/мин, режим электроэрозионной правки кругов при помощи генератора импульсов $-f = 8$ кГц, $W = 0,009$ Дж) [2].

Сжимающий характер остаточных напряжений указывает на существенное значение силового фактора в формировании напряженного состояния обрабатываемой поверхности в обоих случаях правки и меньшим тепловыделением вследствие лучшей микрогеометрии алмазных зерен и большего выступания их над связкой в случае шлифования кругами, подвергнутыми правке электроэрозионным способом. Процесс алмазно-искрового шлифования (АИШ) основан на совмещении в зоне обработки механического резания и электроискрового воздействия.

Исследование качества поверхности труднообрабатываемых сплавов после АИШ представляет практический интерес. Твердые сплавы на основе WC имеют относительно низкую прочность на изгиб; как известно, твердость карбида вольфрама очень высокая, но в то же время он очень хрупкий. При АИШ высокотемпературный и высокоскоростной, локальный нагрев приводит к существенным изменениям в условиях работы алмазных зерен и, следовательно, может влиять на фазовый состав, микроструктуру и напряженное состояние обработанной поверхности. Одновременно с этим происходит электроискровое воздействие на материал инструмента и его правка, что в свою очередь отражается на параметрах состояния поверхностного слоя. На процесс формирования обработанной поверхности при АИШ оказывают влияние в основном электрические параметры обработки: силы тока, напряжения. С увеличением силы тока (от 10 до 60А) высота микронеровностей несколько уменьшается. Это объясняется тем, что с увеличением силы тока повышается интенсивность электрохимических процессов, что уменьшает долю механического съема. Некоторое уменьшение микротвердости при электрохимическом алмазном шлифовании может быть объяснено меньшими силовыми воздействиями на обрабатываемую деталь вследствие преимущественного растворения кобальтовой связки [2].

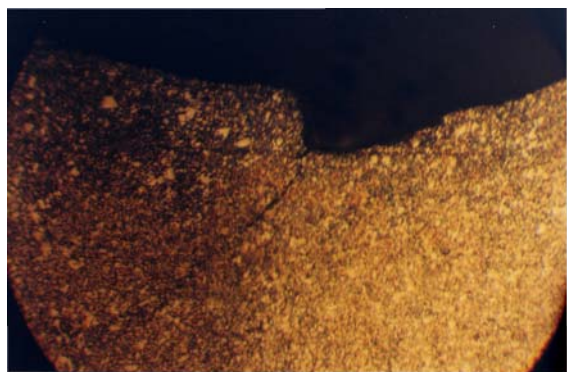
Цель работы – провести оценку параметров качества обработки крупнозернистых и мелкозернистых твердых сплавов на основе карбида вольфрама после алмазно-искрового и обычного алмазного шлифования

кругами формы 12A1 и 1A1 на металлической связке М1-01.

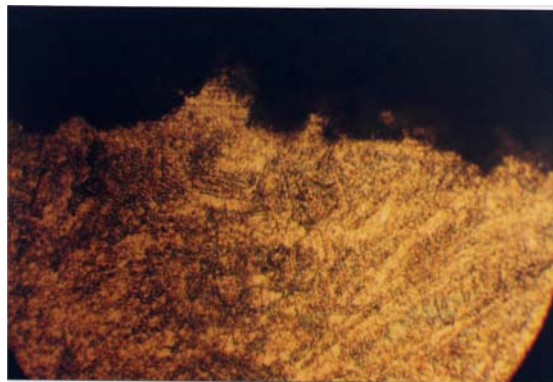
Первоначально исследования процесса алмазного шлифования кругом 12A1 45° 150x10x3x32 АС6 125/100 М1-01 4 (с применением электроэрозионной правки) торца кольца, выполненного из композиции “твердый сплав “Релит”- медь”. Твердый сплав релит представляет собой зерна литого карбида вольфрама размером 0,18 – 0,28 мм, твердостью 2100-2800 кг/мм². Композиция “твердый сплав “Релит”-медь” получена методом прессования с удельным давлением 3-4 т/см² и последующим спеканием в вакуумной печи при температуре 1150-1200°С.

Структура сплава «Релит» представляет собой вольфрамовый каркас, поры которого заполнены медью (рис.1,а). Медь и вольфрам практически не растворяются друг в друге ни в жидком, ни в твердом состоянии. Твердые сплавы на основе WC имеют простую кристаллическую решетку, которая не распадается при нагреве и отличается высокой прочностью. Особенностью данного сплава является то, что размер зерна WC составляет 0,2 мм и выше, что затрудняет процесс шлифования.

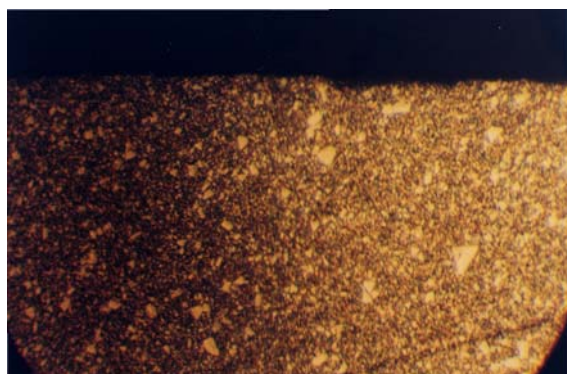
Шлифование торца вращающегося кольца торцом алмазного круга производилось на внутришлифовальном станке. Кольцо устанавливалось в патроне. Круг устанавливался на шпинделе станка и прижимался к торцу кольца. Скорость подачи круга в радиальном направлении составляла 1,5 мм/мин, скорость вращения круга - 30 м/сек, скорость вращения коль-



а



б



в



г

Рис.1. Микроструктура твердых сплавов на основе карбида вольфрама.

ца – 60 м/мин, СОЖ – 3%-ный раствор Na_2NO_3 . Электроэрозионная правка алмазного круга производилась с использованием источника постоянного тока мощностью до 2-х кВт.

Для определения фазового состава проводились рентгеновские съемки поверхностного и предповерхностного слоя (около 5 мкм от поверхности) шлифованного образца на дифрактометре Дрон-2,0 в излучении хромового анода. Дифрактограммы записывались автоматически при непрерывном вращении образца и счетчика. На дифрактограммах поверхностного и предповерхностного слоя выявляются линии только WС и Сu. Линии достаточно сильные и идентифицируются уверенно. Интенсивность дифракционных линий поверхностного слоя меньше, чем предповерхностного, что объясняется различной чистотой поверхности.

Металлографический анализ выявляет наличие микролунок (рис.1,а). Под действием электрического разряда происходит быстрый высокотемпературный локальный нагрев поверхности электродов с образованием микролунок за счет плавления, кипения, испарения металла. Глубина лунок на поверхности нашего образца в среднем равна 4 мкм.

Измерение микротвердости H поверхностного и предповерхностного слоя образца при нагрузке 100 г выявили наличие упрочнения в поверхностном слое: H поверхностного слоя составляет 1226,8 [кг/мм²], а приповерхностного слоя $H=1062,3$ [кг/мм²]. Опыты многих исследователей показали, что существует оптимальная микротвердость поверхностных слоев трущихся деталей. Для повышения износостойчивости деталей машин необходимо создавать в процессе АИШ микротвердость поверхностных слоев трения, равную или несколько большую оптимальной для данных условий трения поверхностей. Задача будущих исследований – определить оптимальную величину микротвердости для сплава «Релит» после АИШ для заданных условий трения.

Остаточные ориентированные напряжения σ определялись рентгенографическим методом многократных наклонных съемок (“ $\sin^2\Psi$ -метод”) на дифрактометре Дрон-1 в излучениях хромового анода. Регистрация профилей дифракционных линий проводилась по точкам – способом набора заданного числа импульсов. Расчет напряжений в поверхностном слое сплава показал наличие растягивающих напряжений в карбидной фазе: $\sigma = +24,43$ кг/мм²; напряжения в медной составляющей сплава равны 0. На основании приведенных выше результатов можно сделать следующие выводы:

1. Авторами впервые исследован процесс алмазного шлифования крупнокарбидного композиционного материала типа сплава «Релит».

2. Электрические разряды выполняют вспомогательную роль, их действие способствует интенсификации основного процесса шлифования, а именно поддерживают высокую режущую способность алмазного круга.

3. Исследование показателей качества поверхностного слоя сплава выявили оптимальные значения с точки зрения износостойкости, а именно: отсутствие фазовых превращений; отсутствие микротрещин; наличие упрочнения поверхностного слоя.

Сплав ВК8 (92% WC и Co 8%) относится к I группе твердых сплавов. Применяется в основном для обработки чугуна, цветных металлов. Порошок WC прессуют и спекают при высокой температуре (1400°C) с порошком кобальта, при этом кобальт является пластичной связкой для WC и сплавов, неметаллических материалов[3]. Весьма целесообразно применение резцов, оснащенных ВК8 при непрерывном точении жаропрочных сплавов(ЭИ437А, ЭИ767, ЭИ766, ЭИ787, ЭИ827), например при обработке дисков турбин. Одновременно установлена невозможность использования твердых сплавов при непрерывном точении жаропрочных сплавов, так как уже в первые минуты работы резцов имеют место крупные сколы пластинок, после чего их дальнейшее использование становится невозможным. Наблюдения за износом резцов, оснащенных твердым сплавом при непрерывном точении сплава ЭИ437, показывают, что имеет место сваривание образующейся стружки с твердым сплавом. При срыве налипших частиц приварившейся стружки происходит отслаивание твердого сплава как по передней, так и по задней поверхностям [4]. Таким образом, резцы из твердых сплавов типа ВК8 работают в условиях высоких температур и знакопеременных нагрузок. Поэтому большой интерес представляют вопросы изучения влияния условий АИШ на основные характеристики качества поверхности, которые определяют поведение резцов и других деталей в процессе эксплуатации.

Качество поверхностного слоя пластинок из твердого сплава оценивается совокупностью показателей, характеризующих геометрию поверхностного слоя и его физико-механические свойства. Первая группа показателей включает характеристику макро- и микронеровностей поверхности; наличие или отсутствие микротрещин является важным показателем работоспособности инструмента, а вторая - характеристики структуры, напряженное состояние, фазовый состав и твердость [5]. Усталостная прочность является одной из основных эксплуатационных характеристик для твердосплавных инструментов. Как было установлено многочисленными наблюдениями исследователей, очаги разрушения деталей от усталости материала зарождаются на их поверхности. Поэтому усталостная прочность деталей машин в значительной степени определяется шероховатостью их поверхностей и физическим состоянием поверхностного слоя. Наличие на поверхности детали, работающей в условиях циклической и знакопеременных нагрузок, отдельных дефектов и шероховатостей способствует концентрации напряжений, величина которых может превысить предел усталости материала. В этом случае поверхностные дефекты и

обработочные риски играют роль очагов возникновения субмикроскопических нарушений сплошности материала поверхностного слоя и его разрушения, являющихся первопричиной образования усталостных трещин.

Для исследования качества поверхности сплава ВК8 были взяты четыре образца, прошлифованные на круглошлифовальном станке алмазным кругом 1А1 300х25х6 АС6 125/100 М1-01 4. Образец №1 шлифовался в режиме алмазно-искрового шлифования: сила тока $I=20\text{А}$, поперечная подача $S_{\text{ноп}}=0,2\text{мм/дв.ход}$, скорость круга $V_{\text{кр}}=25\text{м/с}$, скорость вращения заготовки - $V_{\text{вр.заг.}}=180\text{ об/мин}$, скорость движения стола - $V_{\text{стола}}=12\text{ м/мин}$, съём материала составил 6 мм. Образец №2 после шлифования на выше указанном режиме подвергался выхаживанию, то есть шлифованию без подачи (в течение 3 минут) до полного исчезновения искры. Съём материала также составил 6 мм.

Образец №3 обрабатывался по режиму обычного алмазного шлифования, с теми же механическими параметрами обработки. Однако алмазный круг предварительно подвергался электроэрозионной правке. Стойкость его работы увеличилась примерно в 10 раз.

Образец №4 обработан по схеме: обычное алмазное шлифование + выхаживание (без подачи).

Весьма тонкие поверхностные слои материала после шлифования характеризуются определенными изменениями физико-механических свойств по сравнению со свойствами исходного материала. Для установления наличия фазовых превращений при различных условиях шлифования было проведено рентгеноструктурное исследование четырех образцов (пластин) из твердого сплава марки ВК8. В результате произведенного фазового анализа было установлено наличие только двух фаз WC и Co – β – твердого раствора. Оценка внутренних напряжений в поверхностном слое проводилась по выше описанной методике для сплава “Релит”. Показателем степени напряженного состояния в поверхностном слое является полуширина B дифракционной кривой.

Режим АИШ формирует незначительные растягивающие напряжения $\sigma_{x1}=+24\text{ кг/мм}^2$, что можно объяснить воздействием электрических разрядов на поверхность образца. Глубина лунок около 18 мкм (рис.1,б). Режим №2 несколько уменьшает растягивающие напряжения: $\sigma_{x2}=+15,74\text{ кг/мм}^2$. Сжимающие напряжения выявлены в образце №3 и составляет $\sigma_{x3}=-26,22\text{ кг/мм}^2$.

Многочисленными исследованиями установлено, что при наличии в поверхностном слое сжимающих напряжений усталостная прочность изделия значительно возрастает. В рамках данного режима можно говорить об улучшении состояния поверхностного слоя. Применяемая же доводка в образце №4 меняет знак напряжений и составляет: $\sigma_{x4}=+19,54\text{ кг/мм}^2$. Металлографические исследования образцов также показали различное

состояние поверхностного слоя. Особенно необходимо выделить поверхность образца №2 (рис.1,в). На поверхности отчетливо видны микротрещины, которые являются результатом релаксации внутренних напряжений. Такой механизм трещинообразования характерен для хрупких и твердых материалов. Такое объяснение логично сочетается со значением внутренних напряжений данного образца (некоторое снижение растягивающих напряжений по сравнению с режимом АИШ №1). Глубина лунок составляет 8мкм для образца №2, по сравнению с глубиной микролунок от электрических разрядов после АИШ равной 18мкм. Поверхность образца №3 является оптимальной, так как на ней отсутствуют задиры, трещины, рис. 1,г.

Полученные данные основных показателей качества наших образцов позволяют рекомендовать режим №3 для шлифования сплава ВК8. Алмазный круг после электроэрозионной правки показывает не только повышенную стойкость, но и одновременно обеспечивает качественный поверхностный слой, а именно: “чистую” поверхность, наличие сжимающих напряжений, оптимальную шероховатость, что в свою очередь должно обеспечить высокую эксплуатационную надежность деталей, выполненных из сплава ВК8.

Список литературы

1. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов. – Автореф. дис. ... докт. техн. наук, Харьков, 1995. – 56 с.
2. Фукс М.Я., Беззубенко Н.К., Свердлова Б.М. Состояние поверхностного слоя материалов после алмазной и эльбровой обработки. - К.: Вища школа, 1979. – 158 с.
3. Кузьмин Б.А., Самохоцкий А.И., Кузнецова Т.Н. Металлургия. Металловедение и конструкционные материалы. - М.: Высшая школа, 1977. – 176 с.
4. Криворуков В.А. Обрабатываемость резанием жаропрочных и титановых сплавов. - М.: Издательство машиностроительной литературы, 1961. – 245 с.
5. Попов С.А., Малевский Н.П., Терещенко Л.М. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов. - М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.
6. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие/ А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.

Анотація

Якість обробки твердих сплавів на основі карбіду вольфраму при алмазному шліфуванні

У роботі приведені результати експериментальних досліджень параметрів якості обробки твердих сплавів (грубозернистій і дрібнозернистих) на основі карбіду вольфраму після алмазного шліфування з застосуванням електроерозійного виправлення алмазних кіл на металевому зв'язуванні.

Abstract

Quality of processing of hard alloys on the basis of tungsten carbide at diamond grinding

In activity the outcomes of experimental researches of parameters of quality of processing of hard alloys are adduced on the basis of tungsten carbide after diamond grinding with applying of electroerosive editing of diamond circles on metallical flow bundle.

РОЗВИТОК АКЦІОНЕРНОЇ ВЛАСНОСТІ ПРАЦІВНИКІВ, ЯК ЕФЕКТИВНЕ ЗАЛУЧЕННЯ ЇХ ДО УЧАСТІ В УПРАВЛІННІ АКЦІОНЕРНИМ ТОВАРИСТВОМ

Панасюк Н.О., аспірант

(Харківський державний економічний університет)

У статті розглядаються деякі аспекти мотивації робітників до свідомої діяльності в умовах реальної економіки. Показується важлива роль залучення працівників до участі в управлінні акціонерним товариством за допомогою розвитку акціонерної власності останніх та їх вплив на відносини у сфері праці.

В останні десятиріччя XX століття у всіх розвинутих суспільствах і наука, і практика визнали зростаючу роль людського фактора в економічному прогресі, важливість підвищення соціальної і трудової активності працівників. Компаніям усе важче утримувати лідерство, розробляти нові продукти, унікальні технології, захищати завойовані на ринках позиції, одержувати особливий доступ до фінансових ринків чи здійснювати широкомасштабну діяльність. І всі частіше ключовим фактором успіху стають не технології, а працівники організації [1].

Тому знаходження і втілення в життя напрямків активізації та розвитку акціонерної власності працівників підприємств надасть можливість поширити роль людського фактору в управлінні корпоративною власністю, що є важливою та актуальною проблемою в сьогоднішній економічній ситуації на Україні.

Серед публікацій, які було проаналізовано насамперед треба виділити роботи наступних провідних вчених-економістів, які досліджували дану проблему. Зарубіжні автори: Ньюстром Дж.В., Девіс К.; Сіммонс Дж. Мерс У.; Блази Дж.Р., Круз Д.Л. [1,4] українські та російські науковці: Якімов В.Н., Колот А., Новіков В. [2,3,5] а також праці на іноземній мові: R.A. Noe; M.Bishop; Logue J.

Варто помітити, що при аналізі проблем активізації людського фактора передбачається, що його соціальна субстанція - це наймані робітники; зміна ролі людини розглядається з позицій модифікації найманої праці, подолання відчуження працівника-виконавця від праці і власності, формування нових методів стимулювання і мотивації його творчої діяльності.

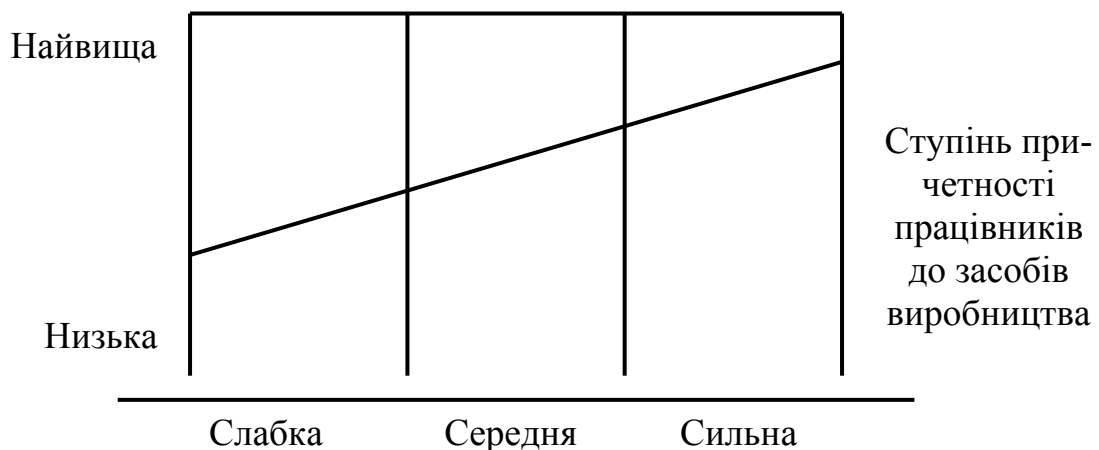
У теоретичному і практичному аспектах найбільш складним є з'ясування питання: як у найманого робітника викликати інтерес до ефективно-

го використання засобів виробництва, що представляють чужу для нього власність, і до створення високоякісної продукції, який він не буде розпоряджатися. Цю проблему повсюдно прагнуть вирішувати за допомогою різноманітних стимулів. Стимули тоді ефективні, коли вони повною мірою враховують інтереси людей: індивіда, трудового колективу, соціальних груп і суспільства в цілому. Найдужчий інтерес — хазяйський інтерес, тобто учасник виробництва найбільше активно, творчо діє тоді, коли він сам є хазяїном засобів виробництва і зроблених продуктів, домагаючись найкращих результатів при найменших витратах. Подібне відношення стає справою самих робочих, коли вони трудяться на себе, і, якщо і не стають власниками засобів виробництва, але почувають себе причетними до них. Отже, ключ до створення більш ефективних стимулів праці і господарювання лежить у забезпеченні людині праці положення справжнього хазяїна (мал. 1)[2].

Позитивні аспекти поєднання в одній особі працівника і співвласника компанії правомірно пов'язувати з більш широким та справедливим розподілом власності, підвищенням ефективності виробничого менеджменту, зростанням мотивації трудової діяльності, що має позитивно впливати на продуктивність праці і конкурентоспроможність продукції [3].

Участь працівників в управлінні власністю і в розподілі прибутку своїх підприємств розглядається в усім світі, у тому числі в розвинутих країнах, як ефективний засіб протидії наростаючій майновій нерівності - основі соціальних конфліктів.

Продуктивність та якість праці



Мал. 1. Характер залежності продуктивності та якості праці робітника від ступеня його причетності до засобів виробництва

Світовий досвід переконує, що демократизація управління економікою зв'язана з розвитком акціонерних товариств. Формально будь-який громадянин може придбати акції тій чи іншій компанії, що дає йому право

участі у прийнятті управлінських рішень і на свою долю прибутку. Але у реальному житті все відбувається по-іншому. Навіть у найбільш розвинутих країнах більшість працівників не володіють акціями. Відомі спеціалісти по питанням власності персоналу в акціонерних компаніях США відзначають, що сумарні активи працівників у відкритих та закритих корпораціях США в даний час складають лише 3% сукупного акціонерного капіталу. Дж.Р.Блазі та Д.Л.Круз відзначають, що робітники-акціонери ще погано уявляють собі, яким чином вони можуть брати участь в управлінні корпорацією як відповідальні та дійсно незалежні акціонери [4]. Рядовим робітникам може належати у сукупності 10, 20, 30, 40 і навіть 50% акціонерного капіталу компанії, але в них майже ніколи не буває дійсно незалежних представників у раді директорів. Більшість акціонерів-працівників свою участь у власності розглядають лише як засіб збільшенні своїх доходів за допомогою дивідендів. З позиції ж захисту інтересів працівників: останні, як єдина група акціонерів повинні мати право обирати свого уповноваженого, вільного від тиску керівництва компанії. Через незалежного представника у раді директорів працівники фірми можуть оказувати конструктивний вплив на адміністрацію. Крім того, поєднання в доходах працівників заробітної плати та дивідендів забезпечує гнучкість системи компенсації за працю, дозволяє адекватно реагувати на мінливу економічну кон'юнктуру.

Однак український варіант переходу до ринкової економіки супроводжується найчастіше необмеженою сваволею чи власників менеджерів, коли систематично порушуються елементарні трудові права найманого персоналу, глибокою диференціацією в рівні життя населення при неухильному росту бідних його шарів. А бідність і творча соціальна активність - явища несумісні. В умовах України формування акціонерних товариств не привело до демократизації управління ними. Навпаки, зросла анонімність управлінських рішень, все більша віддаленість працівників від питань стратегії розвитку, політики розподілу доходів компаній. Якщо і є значна частина акцій у працівників підприємств, то вона належить дуже вузькому колу адміністративних керівників. Положення домінуючого акціонера дозволяє цьому колу встановлювати собі надвисокі винагороди, реалізувати продукцію своїм посередницьким фірмам за заниженими цінами і т.п. Подібні наслідки можливі й у тих випадках, коли акції менеджерів не домінують, але акції розпилені, акціонери не в змозі здійснювати контроль за діяльністю менеджерів. Тим часом українське законодавство про акціонерні товариства не передбачає "контроль знизу" за діяльністю найманих управляючих, тобто організаційно-правові форми участі колективу працівників в управлінні своїм підприємством незалежно від наявності в них акції. Безперечно, розвиток акціонерного капіталу сприяє розвитку демократичних початків в управлінні. Воно у визначених умовах сприяє співро-

бітництву підприємців - хазяїнів і найманого персоналу, створює зацікавленість працівників у збільшенні прибутку (а не тільки заробітної плати), в удосконалюванні виробництва і конкурентноздатності свого підприємства. Деякі держави заохочують створення спеціальних програм розвитку акціонерної власності найманих робітників. З'явилися підприємства, власниками яких є самі трудові колективи; їхнє число в останні роки збільшується.

Значну роль в демократизації управління відіграють організаційні форми соціального партнерства (колективні договори та угоди, процедура їх прийняття та контролю за виконанням, відповідальність сторін за їх здійснювання); законодавче закріплені трудові права робітників. Мова йде про нормовану систему правовідносин між роботодавцями, найманими робітниками і державою (чи їхніми представницькими органами), що за допомогою відповідних механізмів реалізують свої права й інтереси в соціально-економічній і трудовій сфері.

Справді партнерські, рівноправні відносини між органами державного управління, роботодавцями і профспілками, так названа система трипартизма, в Україні тільки формується. Саме тому з поглибленням реформування економіки увага в Україні варто акцентувати на розвитку соціального партнерства.

Як показує досвід окремих країн, у тому числі і постсоціалістичних, самі по собі правильні закони ще не гарантують практичне здійснення принципів соціального партнерства. Але вже сама наявність законодавчої бази, повнота і рівень її реалізації яскраво відбивають ступінь демократизації суспільства. Законодавчою базою соціального партнерства і врегулювання колективних трудових конфліктів в Україні є: Кодекс законів про працю в Україні, Декрет Кабінету Міністрів України «Про оплату праці» (1992р.), Закони України «Про колективні договори й угоди» (1993 р.), «Про оплату праці» (1995 р.) і «Про підприємства в Україні» (1991 р.), Закон України "Про порядок вирішення колективних трудових суперечок (конфліктів)", а також Указ Президента України «Про Національну раду соціального партнерства» (1993 р.). Крім того, у рамках Генеральної угоди між Кабінетом Міністрів України і профспілковими об'єднаннями щорічно укладається близько 70 галузевих і 27 регіональних угод, а також 55 тис. колективних договорів. Реалізація угод, колективних договорів і інших домовленостей між соціальними партнерами є реальним стабілізуючим фактором розвитку суспільства [5].

Накопичуване за рахунок прибутку багатство тієї чи іншої організації: удосконалена техніка і технологія, нові будівлі і виробничі потужності, певна соціальна інфраструктура і т.п. - усе це результати спільної діяльності різних соціальних груп, у тому числі й найманих працівників, і також повинне управлятися спільно. Дана концепція, на мій погляд, є економічною основою розвитку демократичних начал в управлінні підприєм-

ствами та дозволяє повніше розкрити соціальний статус працівника. Найманий працівник - не тільки слухняний виконавець волі роботодавця; він має право участі в управлінні тією організацією, що функціонує, розвивається, випускає конкурентоздатну продукцію, дістає прибуток і завдяки його сумлінній, творчій праці. Законодавче закріплення цього права є найважливішим проявом соціальної справедливості [2].

Демократія на підприємстві, участь найманих працівників в управлінні є характерною тенденцією розвитку сучасного менеджменту у цивілізованих країнах. Професійні союзи, ради робітників володіють широкими повноваженнями в обговоренні та прийнятті рішень за питаннями, які торкаються інтересів трудового колективу. Стверджується новий стиль управління підприємствами, заснований на прийнятті до уваги думок працівників, на "людських відносинах", розвитку колективізму, філософії "єдиної сім'ї" робітників, на принципах соціального партнерства. Таким чином, різноманіття форм власності та затвердження змішаної економіки, різні організаційно-правові форми господарювання не усуває, а дозволяє далі розвивати практику участі працівників в управлінні виробництвом; формування робітника сучасного типу припускає наявність в них таких якостей, як вміння управляти, свідоме, творче відношення до діла. Все це - невід'ємні елементи стратегії розвитку підприємств, що ставлять своєю ціллю як виробництво якісної, конкурентоспроможної продукції, послуг, що користаються попитом у споживачів, так і рішення соціальних задач.

Окрім аргументів суто економічного характеру, вкажемо й на соціально-психологічні, соціально-трудова аспекту феномену володіння акціями свого підприємства, на які звертає увагу немало фахівців, - це реалізація потреб та задіяння мотивів нематеріального характеру, задоволеність від нового соціального статусу, формування нової виробничої культури під впливом участі в управлінні, гуманізація відносин між роботодавцями і найманими працівниками, спрощення "технології" ведення переговорів між соціальними партнерами з приводу укладання колективного договору.

Висновком з даного дослідження є наступне:

Участь працівників в управлінні має вирішальне значення для успішного розвитку організації, соціального мира на виробництві, мотивації та задоволенням працею, для досягнення такого мікроклімату в трудовому колективі, при якому досягаються і підприємницькі цілі. Підвищення частки власності працівників в акціонерному капіталі компанії відіграє переважно конструктивну роль в оптимізації інтересів основних соціальних сил, є реальним проявом "соціалізації" відносин, що формуються у сфері праці.

Подальшою перспективою досліджень у даному напрямку є розробка безпосередньо методів та механізмів залучення працівників до участі в управлінні акціонерним товариством за допомогою акціонерної власності.

Список літератури

1. Ньюстром Дж.В., Девис К. Организационное поведение / Перевод с англ. под ред, Ю.Н. Каптуровского - СПб: Издательство «Питер», 2000. -448с.
2. Якимов В.Н. Человек труда в управлений организацией // Современное управление. - 2001. - №10 - С.25-35.
3. Колот А. Розвиток відносин власності і його вплив на соціально-трудоу сферу (із практики зарубіжних країн) // Економіст. - 2001. - К?4 -С.39-41
4. Блази Дж.Р., Круз Д.Л. Новые собственники (наемные работники - массовые собственники акционерных компаний): Пер. с англ. - М.: Дело Лтд., 1995,- С. 317
5. Новиков В. Социальное партнерство: пути становления й развития // Экономика Украина. - 2001. - №4 - С. 85-88

Аннотация

Развитие акционерной собственности работников, как эффективное привлечение их к участию в управлении акционерным обществом

В статье рассматриваются некоторые аспекты мотивации работников к сознательной деятельности в условиях реальной экономики. Показывается важная роль привлечения работников к участию в управлении акционерным обществом посредством развития акционерной собственности последних и их влияние на отношения в сфере труда.

Abstract

Development of employees stock ownership as effective attraction of them to the management of stock company

The present article views some aspects of employees motivation to wilful activities in conditions of real economy. Important role of employees attraction to participation in management of stock company with the aid of development of their stock ownership and their influence on the relationship in the sphere of labour are shown.

ЭКОНОМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ОПТИМАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ

Кривошапка Ю.Н., канд. экон. наук

(ГП ХМЗ «ФЭД»)

В работе приведен теоретический анализ путей повышения производительности и снижения себестоимости обработки с учетом ограничения по стойкости режущего инструмента. Определены оптимальные условия обработки.

Снижение себестоимости и увеличение производительности труда при металлообработке являются важнейшими условиями создания конкурентноспособной машиностроительной продукции. Большое значение при этом имеет правильный выбор оптимальных условий эксплуатации режущих инструментов при механической обработке материалов на основе экономических показателей и, в первую очередь, себестоимости обработки.

Необходимо отметить, что расчету экономически выгодных режимов резания в научно-технической литературе уделено значительное внимание [1,2 и др.]. Важные теоретические решения получены в работах [3,4] с использованием аналитических подходов к расчету себестоимости процессов резания и шлифования материалов. Вместе с тем, в известных решениях нет четкого анализа связи между производительностью обработки и стойкостью режущих инструментов. Не показано за счет каких факторов можно добиться существенного увеличения производительности при заданном значении стойкости инструмента. Не показано также за счет каких факторов можно уменьшить себестоимость обработки при одновременном увеличении производительности, сохраняя заданную стойкость инструмента.

Цель настоящей работы – установить взаимосвязь между производительностью, себестоимостью обработки и стойкостью инструмента и на ее основе выявить и обосновать наиболее перспективные пути повышения эффективности процессов механической обработки.

Для решения задачи расчета экономически выгодных режимов резания проанализируем первоначально связь основополагающего показателя обработки – стойкости режущего инструмента с производительностью процесса резания. Используя результаты многофакторного планирования эксперимента, в работе [1] получена зависимость для определения стойко-

сти режущего инструмента T

$$T = \frac{C_4}{V_{рез}^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}, \quad (1)$$

где C_4 , m_1 , q , p – постоянные для определённых условий обработки; t – глубина резания; S – продольная подача за одно вращение детали; $m_1 > q > p$; $m_1 > 1$.

Произведение $t \cdot S$ при продольной точении равно площади поперечного сечения среза S_0 , производительность обработки Q равна $Q_{уд} = V_{рез} \cdot S_0 = V_{рез} \cdot t \cdot S$, тогда

$$T = \frac{C_4}{V_{рез}^{m_1 - p} \cdot t^{q - p} \cdot Q^p}. \quad (2)$$

Разрешая (2) относительно Q , имеем

$$Q = \left(\frac{C_4 \cdot t^{q - p}}{V_{рез}^{m_1 - p} \cdot T} \right)^{\frac{1}{p}}. \quad (3)$$

Увеличить Q при $T = const$ можно уменьшить скорости резания $V_{рез}$ и увеличением глубины резания t . Параметр t влияет на Q значительно меньше, чем $V_{рез}$. Следовательно, основным условием повышения Q необходимо рассматривать уменьшение $V_{рез}$. Однако, это приведёт к увеличению площади поперечного сечения среза $S_0 = \frac{Q}{V_{рез}}$, которая связана с

толщиной a и шириной среза b соотношением $S_0 = a \cdot b$. Так как толщина среза a ограничена прочностью инструмента, увеличить S_0 можно за счёт

увеличения ширины среза $b = \frac{t}{\sin \varphi}$ (где φ – угол резца в плане), то есть за

счёт увеличения глубины резания t . Исходя из этого, глубина резания t , должна принимать максимально возможное значение, равное в пределе величине снимаемого припуска. Зная t , определяется ширина среза

$b = \frac{t}{\sin \varphi}$ и площадь поперечного среза $S_0 = a \cdot b = \frac{t \cdot a}{\sin \varphi}$, где толщина

среза a определяется из условия обеспечивается прочности инструмента. Представляя зависимость (1) в виде

$$T = \frac{C_4 \cdot t^{q - p}}{V_{рез}^{m_1} \cdot S_0^p}, \quad (4)$$

для заданных значений T , C_4 , T , S_0 из (4) определяется скорость резания $V_{рез}$:

$$V_{рез} = \left(\frac{C_4 \cdot t^{q-p}}{T \cdot S_0^p} \right)^{\frac{1}{m_1}}. \quad (5)$$

Подставляя (5) в зависимость (3), определяется максимально возможная производительность обработки Q :

$$Q = \left(\frac{C_4 \cdot t^{q-p}}{T} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot S_0^{1-\frac{p}{m_1}}. \quad (6)$$

С учётом $S_0 = \frac{t \cdot a}{\sin \varphi}$ окончательно имеем:

$$Q = \left(\frac{C_4}{T} \right)^{\frac{1}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left(\frac{a}{\sin \varphi} \right)^{1-\frac{p}{m_1}}. \quad (7)$$

Производительность обработки Q тем больше, чем больше параметры t , a и меньше T , φ . Учитывая то, что $T \sim \frac{1}{Q}$, эффективно обработку вести с максимально возможной температурой резания θ .

Подача S выбирается из условия $S = S_0 / t$.

Важнейшим показателем процесса резания является объём снятого материала $\mathcal{G} = Q \cdot t$ за период стойкости инструмента T . С учётом зависимости (7), имеем

$$\mathcal{G} = C_4^{\frac{1}{m_1}} \cdot T^{1-\frac{1}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left(\frac{a}{\sin \varphi} \right)^{1-\frac{p}{m_1}}. \quad (8)$$

Увеличить \mathcal{G} можно увеличением стойкости инструмента T , что равносильно увеличению скорости резания $V_{рез}$, исходя из зависимости (5), и уменьшению производительности обработки Q , исходя из зависимости (7).

Учитывая противоположное влияние стойкости инструмента T на \mathcal{G} и Q , рассмотрим себестоимость обработки C , включающую две изменяющиеся статьи затрат, связанные с заработной платой рабочего и стоимостью инструментов, необходимых для обработки N деталей (суммарного съёма материала объёмом \mathcal{G}_0). Количество инструментов, необходимых для суммарного съёма материала объёмом \mathcal{G}_0 , равно

$$n = \frac{\mathcal{G}_0}{\mathcal{G}}, \quad (9)$$

где \mathcal{G} —объём материала, снимаемый одним инструментом за период его стойкости.

Тогда

$$C = n \cdot T \cdot Z_{\text{час}} \cdot k + n \cdot Ц, \quad (10)$$

где $Z_{\text{час}}$ – часовая тарифная ставка рабочего;

k – коэффициент, учитывающий всевозможные начисления на заработную плату рабочего;

$Ц$ – цена инструмента.

После преобразований зависимость (10) примет вид

$$C = \frac{\frac{1}{C_4^{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left(\frac{a}{\sin \varphi}\right)^{1-\frac{p}{m_1}} \cdot \mathcal{G}_0 \cdot T^{m_1} \cdot Z_{\text{час}} \cdot k}{\frac{1}{C_4^{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left(\frac{a}{\sin \varphi}\right)^{1-\frac{p}{m_1}}} + \frac{\mathcal{G}_0 \cdot Ц}{\frac{1}{C_4^{m_1}} \cdot T^{1-\frac{1}{m_1}} \cdot t^{1-\frac{q}{m_1}} \cdot \left(\frac{a}{\sin \varphi}\right)^{1-\frac{p}{m_1}}}. \quad (11)$$

Как видим, стойкость режущего инструмента T неоднозначно влияет на себестоимость обработки C . Существует экстремальное значение T . Для его определения продифференцируем функцию C по T и полученное выражение примем равным нулю, т. е. применим необходимое условие существования экстремума (минимума). В результате имеем:

$$T = \frac{Ц \cdot (m - 1)}{Z_{\text{час}} \cdot k}. \quad (12)$$

Как видим, оптимальная стойкость инструмента T не зависит от режимов резания, а определяется экономическими параметрами $Ц$, $Z_{\text{час}}$, k и показателем степени m , обусловленным свойствами инструментального и обрабатываемого материалов.

Минимальное значение себестоимости обработки C определяется путём подстановки в зависимость (11) выражения (12). Поскольку оптимальное значение T не зависит от режимов резания, то характер влияния параметров t , a , φ на минимальное значение C определяется зависимостью (11). Уменьшить C_{min} можно увеличением t и a .

Таким образом, на основе полученных расчетных зависимостей, связывающих режимы резания и другие условия обработки с тремя важнейшими показателями обработки – производительностью, себестоимостью и стойкостью инструмента, сформулированы основные направления совершенствования процессов механической обработки. Данная методология может быть использована при проектировании оптимальных технологических процессов. В дальнейших исследованиях необходимо провести аналогичный анализ для различных процессов механической обработки, используя аналитические и экспериментальные результаты по стойкости инструмента и производительности обработки.

Список литературы

1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 343с.
2. Филоненко С.Н. Резание металлов. – К.: Вища школа, 1969. – 260 с.
3. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие/ А.В. Якимов, Ф.В.
4. Кривошапка Ю.Н. Экономический анализ уровня технологической подготовки производства. – Труды Одесского политехнического университета: Научный и производственно-практический сборник по техническим и естественным наукам. – Одесса, 2001, вып. 5. – С. 265-267.

Анотація

Економічний аналіз оптимальних умов механічної обробки матеріалів

У роботі приведений теоретичний аналіз шляхів підвищення продуктивності і зниження собівартості обробки з урахуванням обмеження по стійкості інструмента, що різже. Визначено оптимальні умови обробки.

Abstract

The economical analysis of optimum conditions of machine work of materials

In activity the idealized analysis of paths of a raising the productivity and cost reduction of processing with allowance for limitations on stability of a cutting tool is adduced. The optimum conditions of processing are determined.

РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ

Новикова Л.В.

(Научный центр НТК "Эльбор", г. Харьков)

В работе обоснован теоретический подход к расчету температуры резания. Произведена оценка достоверности приведенных расчетных зависимостей, показана возможность их использования для решения оптимизационных задач теории резания материалов

Температура резания – основной параметр процесса резания, определяющий стойкость инструмента, качество и производительность обработки. Его изучению уделено очень большое внимание [1,2]. Накоплен большой экспериментальный материал. Вместе с тем, в теории резания отсутствует простая в инженерном отношении физическая (аналитическая) зависимость для расчета температуры резания.

В наших работах [3,4] предложен упрощенный теоретический подход для ее установления. Учитывая (приближенно), что все образующееся при резании тепло концентрируется в стружке, получена следующая зависимость

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}, \quad (1)$$

где $\sigma = P_z / S$ - условное напряжение резания, Н/м²; P_z - тангенциальная составляющая силы резания, Н; S - площадь поперечного сечения среза, м²; c, ρ - соответственно удельная теплоемкость и плотность обрабатываемого материала.

Исходя из зависимости (1), температура резания θ определяется лишь одним изменяющимся в процессе резания параметром σ . Следовательно, основным путем снижения θ является уменьшение σ . Параметр σ является обобщенным параметром процесса резания, зависящим от силы P_z и площади поперечного сечения среза $S = a \cdot b$: для точения (где a, b - толщина и ширина среза), для шлифования $S = Q / V_{кр}$ (где Q - производительность обработки, м³/с; $V_{кр}$ - скорость круга, м/с). При заданном значении S (при фиксированном режиме резания) уменьшить σ и соответственно температуру резания θ можно уменьшением силы P_z за счет повышения режущей способности инструмента, снижения сил трения на передней и задней поверхностях инструмента и т.д.

Произведем количественную оценку зависимости (1). Для этого

необходимо знать экспериментальное значение тангенциальной составляющей силы резания P_z и условия обработки (параметры S, c, ρ). Для примера рассчитаем температуру резания θ при точении стали 40 резцом с передним углом $\gamma = 20^\circ$ и углом в плане $\varphi = 60^\circ$ (глубина резания $t = 4$ мм; продольная подача $S_{np} = 0,285$ мм/об; скорость резания $V = 40$ м/мин) [1]. По экспериментальным данным, тангенциальная составляющая силы резания P_z равна 185 кГс. Тогда $S = \frac{t \cdot S_{np}}{\sin \varphi} = 1,31$ мм²; $\sigma = \frac{P_z}{S} = 141$ кГс/мм²; $c = 0,11$ кал/(г·град); $\rho = 7,86$ г/см³. С учетом того, что 1 кал = 427 кГс·мм, температура резания θ , рассчитанная по зависимости (1), равна $\theta = 370^\circ\text{C}$.

Данное значение θ приблизительно соответствует экспериментально установленному. Следовательно, пользуясь зависимостью (1), можно в первом приближении рассчитать температуру резания по известному значению силы P_z . Как правило, силу P_z измерить в процессе резания проще, чем температуру θ . Поэтому данная методика упрощает анализ закономерностей процесса резания.

Предложенная зависимость позволяет определить максимально возможную температуру при резании, т.к. не учитывает теплоотвод в режущий инструмент и обрабатываемую деталь (принимается, что все тепло уносится стружкой). С учетом этих двух факторов температура θ уменьшится. Однако, как известно, выделяющееся в процессе резания тепло уносится в основном стружкой (более 50 %). Поэтому точность рассчитанных по зависимости (1) значений температуры θ следует оценивать в пределах 60-95%.

Используя зависимость (1), можно решать оптимизационные задачи с учетом ограничений по температуре резания. Для этого, для заданного значения θ , определяется значение σ . Затем, задавая площадь поперечного значения среза S (т.е. задавая глубину резания t , подачу S_{np} и угол реза в плане φ), определяется предельное значение тангенциальной составляющей силы резания P_z , которое необходимо выдерживать в процессе резания путем подбора характеристик режущего инструмента на основе экспериментальных исследований.

В работе [5] приведены аналитические зависимости для расчета условного напряжения резания

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right), \quad (2)$$

$$K_{рез} = \operatorname{tg} 2\beta = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma), \quad (3)$$

где $K_{рез} = P_z / P_y$ - коэффициент резания; P_y - радиальная составляющая

силы резания, Н; $\tau_{сдв}$ - предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, Н/м²; β - угол сдвига материала; ψ - условный угол трения на передней поверхности инструмента; $tg\psi = f$ - коэффициент трения; γ - передний угол инструмента.

При резании лезвийными инструментами обычно $K_{рез} > 1$, при шлифовании - $K_{рез} < 1$. Случай $K_{рез} > 1$ более благоприятный с точки зрения снижения силовой напряженности процесса резания, т.к. с увеличением $K_{рез}$, исходя из зависимости (2), коэффициент $K = \frac{1}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right)$ и условное напряжение резания σ уменьшаются, табл.1.

Таблица 1

Расчетные значения коэффициента K

$K_{рез}$	0,1	0,5	1	3	5	10
K	20	4,2	2,4	1,4	1,2	1,1

Коэффициент K с увеличением $K_{рез}$ стремится к единице и при $K_{рез} > 3$ незначительно ее превышает. Поэтому при $K_{рез} > 3$ с определенными допущениями зависимость (2) упростится и примет вид

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{сдв} \approx \sigma_{сж}, \quad (4)$$

где $\sigma_{сж}$ - предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м².

Тогда зависимость (1) выразится

$$\theta_{min} = \frac{\sigma_{сж}}{c \cdot \rho}. \quad (5)$$

Полученная зависимость содержит лишь характеристики обрабатываемого материала, которые приводятся в справочной литературе. Подставляя их в зависимость (5), можно приблизительно рассчитать (оценить) температуру резания θ_{min} , не прибегая к проведению сложных экспериментальных исследований.

Рассчитанное таким образом значение θ_{min} является минимально возможным (исходя из того, что все тепло уходит в стружку), т.к. рассчитано для минимального значения коэффициента $K = 1$. Исходя из табл. 1, для шлифования ($0,1 < K_{рез} < 1$) температура резания может быть до 20-ти раз больше, поскольку коэффициент $K \rightarrow 20$. При резании лезвийными инструментами ($1 < K_{рез} < 10$) температура резания может быть всего лишь в 2,4 раза больше минимального значения (при $K = 1$).

Например, для приведенного выше случая – точения стали 40 - $\sigma_{сж} = 60$ кГс/мм². Тогда, исходя из зависимости (5), минимально возмож-

ная температура резания равна $\theta_{min}=162^{\circ}\text{C}$. По экспериментальным данным, приведенным в работе [1], коэффициент резания для данных условий обработки равен $K_{рез}=2,9$, соответственно коэффициент $K=1,4$. Умножая $K=1,4$ на минимально возможную температуру резания $\theta_{min}=162^{\circ}\text{C}$, имеем $\theta=227^{\circ}\text{C}$. Полученное значение температуры отличается от ранее установленного $\theta=370^{\circ}\text{C}$. Это может быть связано с тем, что экспериментальное значение P_z равно сумме двух сил, возникающих на передней и задней поверхностях резца. Для расчетов по зависимости (1) необходимо учитывать лишь силу, возникающую на передней поверхности резца, которая определяет условия стружкообразования.

Таким образом, предложенный в работе теоретический подход к расчету температуры резания позволяет с единых позиций оценить значения во всем возможном диапазоне изменения коэффициента резания $K_{рез}$, включающем диапазоны абразивной и лезвийной обработки. Это чрезвычайно важное решение, поскольку носит общий характер, имеет базовое (минимальное) значение θ_{min} , по которому можно оценить эффективность применения того или иного метода механической обработки с точки зрения теплонапряженности процесса. Базовое (минимальное) значение θ_{min} легко может быть установлено по зависимости (5) для каждого обрабатываемого материала. Следовательно, на основе этих значений можно оценить обрабатываемость резанием и шлифованием различных материалов.

Список литературы

1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
2. Теплофизика механической обработки: Учеб пособие/ А.В. Якимов, П.Т. Слободяник, А.В. Усов. – К.; Одесса: Лыбидь, 1991. – 240 с.
3. Новикова Л.В. Подход к анализу условий теплоотвода из зоны резания. – Вісник Інженерної академії України, вип.3, 2001. – С. 556-558.
4. Новиков Г.В. Расчет и анализ температуры резания при шлифовании. – Вестник Харьковского государственного политехнического университета. Серия “Новые решения в современных технологиях”. Сборник научных трудов, вып. 75. – Харьков: ХГПУ, 1999. – С. 38-43.
5. Новиков Г.В. Энергетический баланс процессов резания материалов. – Фізичні аспекти сучасних технологій: Вісник Харківського державного політехнічного університету. Збірка наукових праць. Вип. 103. – Харків: ХДПУ, 2000. – С. 71-80.

Анотація

Розрахунок температури різання

У роботі обґрунтований теоретичний підхід до розрахунку температури різання. Зроблено оцінку вірогідності приведених розрахункових залежностей, показана можливість їхнього використання для рішення задач для оптимізації теорії різання матеріалів

Abstract

Calculation of temperature of cutting

In activity the idealized approach to calculation of temperature of cutting is justified. The estimation of veracity of reduced computational relations is made, the capability of their usage for the solution of optimization problems of the theory of cutting of materials is rotined.

ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ НОВЫХ ТЕХНОЛОГИЙ С УЧЕТОМ ТЕМПОВ РОСТА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ И КАЧЕСТВА

Савченко Н.Н., аспирант

(Харьковский государственный экономический университет)

Рассмотрены некоторые подходы к разработке долгосрочного планирования в теории современного менеджмента с позиций непрерывного совершенствования производительных сил

Переход от плановой модели экономики к рыночной обуславливает необходимость усиления технологических аспектов в менеджменте современного предприятия. Важное значение приобретают вопросы организации персонала, прогнозирования направлений их деятельности, относящиеся к наиболее малоизученным проблемам технологического менеджмента. Именно с этих позиций становится актуальным изучение факторов, влияющих на особенности выбора направлений совершенствования техники и технологии.

Обобщающим критерием выбора технологии при производстве наукоемкой продукции [1,2] может быть принят критерий оценки экономической эффективности:

$$K = \Phi \left(\frac{T_{\delta}}{T_H}; k_p; \left(\frac{M_{\delta}}{M} \right)_{\delta} \cdot \left(\frac{M}{M_{\delta}} \right)_H; \frac{\Pi_{\delta}}{\Pi_H} \right),$$

где k_p – критерий ресурса;

Π_n, Π_{δ} – приведенные затраты по новому (предлагаемому) и базовому (общепринятому в данном типе производства) технологическим процессам;

T_n, T_{δ} – производительность работ для различных вариантов изготовления детали (нового и базового);

M_{δ}, M_n – соответственно масса детали и заготовки.

В том случае, если по одному из частных критериев, например, k_p , характеризующему ресурса, выбор технологии не обеспечивает заданные служебные характеристики, то поиск решений продолжится с последующей их при необходимости корректировкой.

Оценка эффективности новых технологий с учетом темпов роста производительности и качества может быть произведена после исследования снижения годовых приведенных затрат по новой технологий в сравне-

Таблица

Направления работ отдела технологического прогнозирования по согласованию перспективных решений

Технологии	Альтернативные варианты воздействия в процессе изготовления детали															
	Без перебазирования заготовки						С перебазированием заготовки									
	1		2		k		1		2		3	n				
Новые материалы	Традиционные		Композиты		Многослойные		Традиционные		Композиты		Многослойные	Комбинированные				
Заготовительное Производство	Традиционные методы				Нетрадиционные методы			Традиционные методы				Нетрадиционные методы				
	Статические				Импульсные				Электрофизические			1	2	3	4	5
	1	2	3	4	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5		
	1	2	3	4	1	2	3	1-3	3-1	2	3	2-4	1	2		
Механическое Производство	Без перебазирования заготовки						С перебазированием заготовки									
	1		2		3		1		2		3	4				
Сборочное производство	Разъемные соединения						Неразъемные соединения									
	Инструмент				Инструмент-поле		Инструмент			Инструмент – поле						
	1		2		1-4		1		2		1	1-6				

Пример выбора маршрутной технологии

нии с аналогичными затратами при использовании имеющегося оборудования (не модернизированного или морально устаревшего).

Условием эффективного применения новых технологий будет

$$C_B + E_n K_B \frac{N_H}{N_B} > C_H + E_n K_H,$$

где C_B, C_H – технологическая себестоимость изготовления годового выпуска деталей соответственно по базовой и новой технологии;
 K_B, K_H – капитальные вложения предприятия на НИОКР с целью повышения производительности труда;
 N_B, N_H – годовой выпуск изделий по базовой и новой технологии, шт/год.

Совершенно очевидно, что выбор рациональной стратегии предприятия исключительно зависит от эффективности производственного потенциала, его основных фондов, наличия высокопрофессиональных кадров. Многие проблемы могут быть снижены при использовании экспертов или специальных технологических отделов прогнозирования перспективных решений.

Например, затраты предприятия можно рассчитывать с помощью нормативов эксплуатационных издержек в единицу времени рабочего периода:

$$C_{B,H} = i_{B,H} t_{B,H} N_H + p K_{H,B},$$

где i_B, i_H – эксплуатационные издержки работы оборудования в базовом и новом технологическом процессе, грн/с;

t_B, t_H – длительность машинного времени (технологического цикла) в сравниваемых вариантах, с (или мин.);

p – норма амортизационных отчислений на реновацию.

Тогда можно представить, что не сейчас, так в некотором будущем может появиться комплекс оборудования, эксплуатационные издержки которого могут значительно превышать эксплуатационные издержки оборудования предыдущего поколения, а повышение производительности будет по сравнению с базовым вариантом незначительным, например, менее 3%. В этом случае ситуация может быть оценена как технологический конфликт. Разрешение противоречия между ростом производительности труда и издержками опять же потребует новых технологических решений, в поиске которых и их реализации и состоит оценка в конечном счете эффективности предприятия.

К таким решениям относятся использование гибких технологических систем, легко перенастраиваемых на выполнение нескольких операций, например с использованием импульсных нагрузок [3]:

специального высокоавтоматизированного комплекса в заготовительном производстве для изготовления заготовок повышенной точности, изменения механических свойств материала и уменьшения остаточных напряжений после различных видов механической обработки.

Следовательно, на примере разработанной морфологической таблицы возможных вариантов технологических процессов (таблица) можно прийти к выводу об эффективности дальнейшей разработки перспективных технологий, используя экономические критерии их оценки.

Количество возможных вариантов выбора технологического процесса

$$N = \sum a_j \cdot \sum q_e \cdot \dots \cdot \sum m_w,$$

где a, q, \dots, m – количество элементов в соответствующей строке с характерными признаками.

Расчеты эффективности новых решений ведутся с соблюдением требований минимальности издержек и получения оптимального дохода ($D = F(\Delta T * C)$) за планируемый промежуток времени ΔT .

Таким образом, разработаны основные критерии выбора прогрессивных технологических процессов, необходимость учета которых позволяет проводить целенаправленную политику прогнозирования направлений совершенствования техники и технологии на предприятии.

Список литературы

1. Самочкин В.Н. гибкое развитие предприятия: Анализ и планирование. М.: Дело, 2000. – 376 с.
2. Инновационный менеджмент / под ред. С.Д. Ильенковой. – Банки и биржи, ЮНИТИ, 1997. – 377 с.
3. Степанов В.Г., Сипилин П.М. и др. Гидровзрывная штамповка элементов судовых конструкций. Л.: Судостроение. 1966.–292 с.

Анотація

Оцінка ефективності нових технологій з урахуванням темпів росту продуктивності і якості

Розглянуті деякі підходи до розробки напрямків функціонування виробництва з позиції постійності вдосконалення виробничих потужностей

Abstract

Estimation of efficiency of new know-hows with allowance for of rates of growth of productivity and quality

Some approaches to development of long-term planning in the theory of modern management from positions of continuous perfection of productive forces are considered

ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК РЕЗИНОВЫХ ПОДШИПНИКОВ

Свиргун О.А.

(Харьковский государственный технический университет сельского хозяйства)

Рассмотрено влияние некоторых геометрических и эксплуатационных параметров на рабочие характеристики резиновых подшипников, смазываемых водой.

Проблема использования воды в качестве смазывающего материала подшипников скольжения является актуальной в связи с необходимостью упрощения конструкций опорных узлов и повышения экологической безопасности машин. Надежная работа подшипников скольжения при смазывании водой обеспечивается применением резиновых опорных поверхностей в паре с нержавеющей сталью.

Целью исследования является уточнение влияния изменения ширины опорных поверхностей от монтажного зазора и нагрузки на основные характеристики, определяющие надежность работы подшипника.

Работоспособность обрезиненных подшипников, смазываемых водой, определяется требуемой точностью центрирования оси вала, теплоустойкостью опорных поверхностей, прочностью и износостойкостью трущихся пар. Проектируемые подшипники должны обеспечивать также минимально возможные потери от сил трения для данного типа и размера опорного узла.

Ограничения по деформациям или максимально допустимому эксцентриситету определяются общими требованиями к конкретному механизму. Для опор гребных валов допускаются достаточно большие эксцентриситеты, а предельная деформация зависит от размеров валов.

Величина деформации, как было установлено, [1,2] зависит от давления на опорной поверхности, механических свойств и толщины резинового покрытия, от конструктивных особенностей рабочих поверхностей и форм водоподводящих каналов.

Исходя из сказанного, представляется целесообразным выяснение влияния основных конструкционных и эксплуатационных показателей на основные рабочие характеристики: Δ_m – деформацию опорной поверхности, p_m – максимальное давление на наиболее нагруженном сегменте, f – коэффициент трения и h_m – минимальную толщину водяного слоя на основной несущей площадке, связанную с режимом трения.

В качестве базового объекта для исследования принят подшипник водяного насоса, по которому опубликованы результаты экспериментальных исследований [3]. Диаметр вала подшипника составлял $d_e = 60,38$ мм, ширина подшипника $B = 90$ мм, наружный диаметр резинового покрытия $d_n = 73$ мм. Подшипник имел восемь продольных водоподводящих каналов глубиной $H_k 3,1$ мм. Коэффициент заполнения рабочих поверхностей составил $m_z = 0,5$. Общий расход воды для базовой модели принимался $Q_{об} = 0,03 \text{ дм}^3/\text{с}$, температура подаваемой воды была равна $t = 20^\circ\text{C}$. Твердость резинового покрытия по Шору составляла $Sh = 82$, что соответствует модулю сдвига $G = 1,76$ МПа. Нагрузка базовой модели составляла $\Gamma_r = 1147$ Н, среднее давление $p_m = 0,211$ МПа, частота вращения $n = 955 \text{ мин}^{-1}$, окружная скорость $U = 3 \text{ м/с}$.

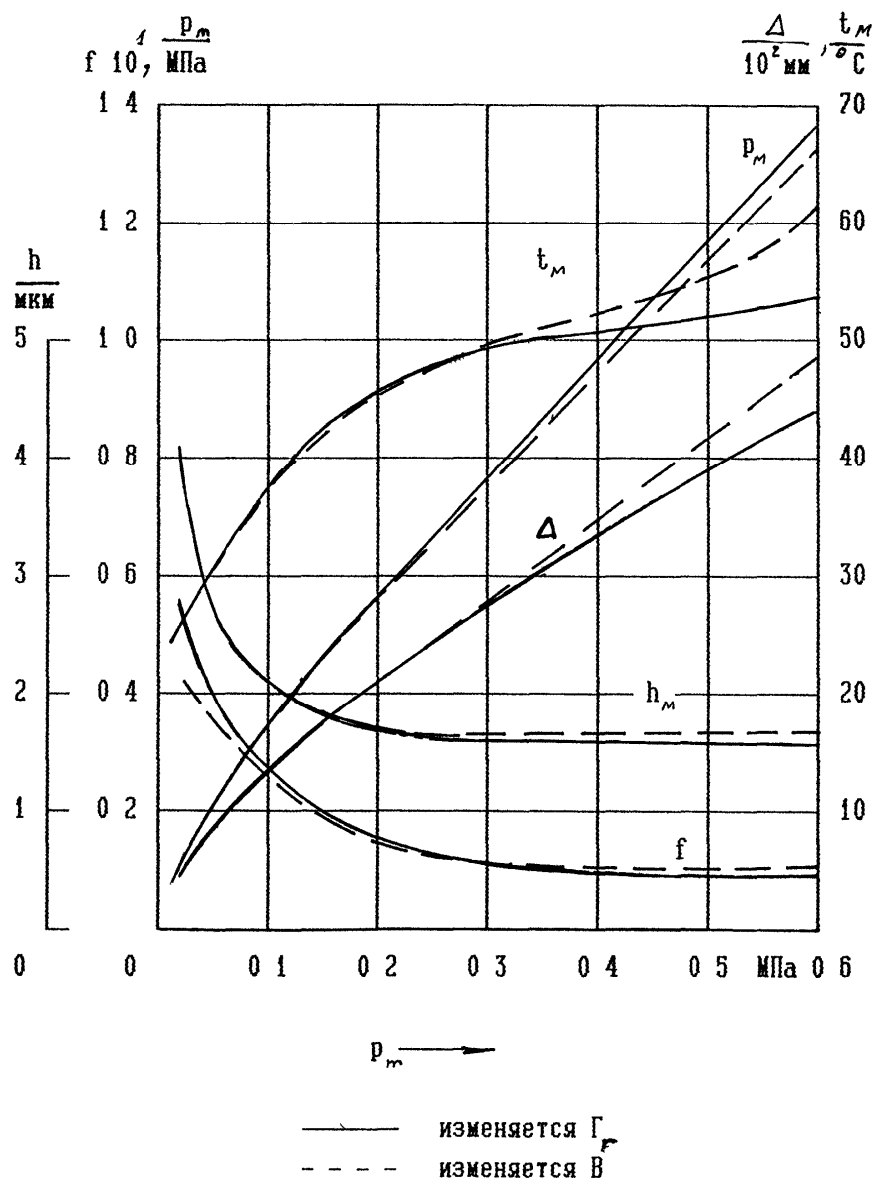


Рис.1. Зависимость характеристик от давления.

На рис. 1 приведены графики изменения исследуемых рабочих характеристик от среднего давления. Сплошными линиями показаны зако-

номерности изменения характеристик при увеличении радиальной силы, а пунктирными - при уменьшении ширины подшипника В. Из приведенных графиков видно, что с ростом среднего давления увеличивается деформация опоры, давление на наиболее нагруженном сегменте и температура. Коэффициент трения и толщина водяного слоя на несущей площадке вначале убывают, а затем стабилизируются. Деформация узких подшипников возрастает с ростом давления в большей степени. Снижение давления за счет ширины подшипника является эффективным средством уменьшения деформаций и увеличения толщины водяной пленки, гарантирующей жидкостной режим трения. Эффект краевого контакта, представляющий угрозу работоспособности для металлических подшипников, в резиновых опорах опасности не несет ввиду повышенной податливости опорной поверхности.

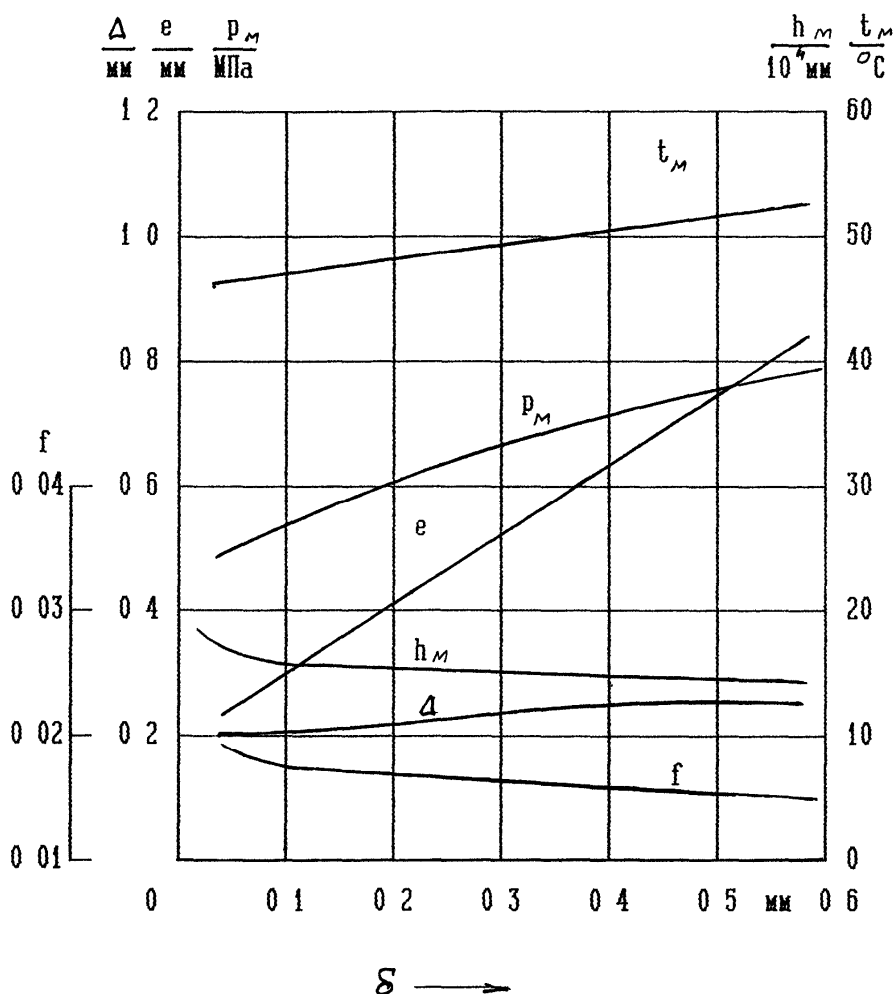


Рис. 2. Зависимость характеристик от зазора.

Влияние монтажного зазора на основные рабочие характеристики опорного резинового подшипника показано на рис. 2. С увеличением зазора происходит относительно небольшой рост деформаций и температуры, уменьшается толщина пленки и коэффициент трения. Наибольшие изменения происходят при распределении давления между сегментами,

которое возрастает почти на 60% в рассматриваемом интервале. С увеличением зазора происходит естественное возрастание общего эксцентриситета e . Для исследуемого подшипника рациональный диапазон радиальных зазоров находится в пределах 0,08-0,13 мм. [3] рекомендует выбирать такие же зазоры для подобного диапазона диаметров валов.

Проведенное исследование позволяет выбирать рациональные размеры опорных поверхностей и величину монтажного зазора.

Список литературы

1. Лавендел Э.Э. Расчет резинотехнических изделий. М.: Машиностроение, 1976. – 232 с.
2. Свиргун О.А., Гапонов В.С. Определение жесткости резинометаллических опорных подшипников скольжения // Вісник Східноукраїнського національного університету – 2001 – №5 (39) – С.91-94.
3. Давыдов А.П. Резиновые подшипники в машиностроении. Л., «Машиностроение», 1968, 188с.

Анотація

Дослідження характеристик гумових підшипників

Розглянуто вплив деяких геометричних та експлуатаційних параметрів на робочі характеристики гумових підшипників, що змащуються водою.

Abstract

Research characters of rubber bearing

The article consider estimate of influence some geometrical and exploitation characters on working characters rubber bearing which to have water lubrication.

ПОЛОЖЕННЯ КРИТИЧНОЇ ТОЧКИ A_{C1} ПІСЛЯ ХОЛОДНОЇ ПРОКАТКИ СТАЛІ 25

Браташевський О.Ю., канд. техн. наук, Горбачова Л.В.,
Полякова А.Г., Польотов В.А.

(Харківський державний технічний університет сільського господарства)

Досліджено залежність величини зниження критичної точки A_{C1} сталі 25 від ступеня попередньої холодної пластичної деформації. Встановлено взаємозв'язок між величиною зниження A_{C1} і параметрами дислокаційної структури холоднодеформованої сталі.

Останнім часом в металургії і машинобудуванні широко застосовують деформування сталі в холодному стані, як найбільш ефективний вид обробки металу тиском. Часто після холодної пластичної деформації необхідно виконати термічну обробку. Для цього, в першу чергу, потрібно знати вплив холодної пластичної деформації на температуру початку $\alpha \rightarrow \gamma$ перетворення в сталі. Тому вивченню цього питання присвячується все більше досліджень. Вони показують, що після холодної пластичної деформації (прокат) критична точка A_{C1} сталі фіксується при нижчій температурі, ніж у цієї ж сталі, але з рівноважною структурою (після відпалювання). Таке зниження критичної точки пояснюється збільшенням внутрішньої енергії сталі в процесі пластичної деформації, що призводить до зміни умов рівноваження фаз. Останні дослідження дають більш конкретні дані про те, що зниження початку $\alpha \rightarrow \gamma$ перетворення зумовлено наявністю в структурі сталі дефектів, які розміщені іррегулярно (хаотично), і визначається кількістю енергії, що виділяється в процесі їх релаксації, та ж частина дислокацій, яка в процесі нагрівання утворює регулярні структури полігонального типу (сітки, стінки), практично не впливає на положення критичної точки A_{C1} . Однак, в літературі відсутні дані про залежність зниження температури початку $\alpha \rightarrow \gamma$ перетворення від ступеня деформації холоднокатаної сталі. Тому мета даної роботи – вивчення впливу ступеня деформації і числа проходів при холодному прокатуванні на положення критичної точки A_{C1} .

Матеріал дослідження – сталь 25, яку відпалювали при температурі 1200°C (витримка 3 години). З відпаленої сталі вирізали зразки, які прокатували в холодному стані зі ступенями деформації (ξ): 10% (1 прохід); 20% (1 прохід); 30% (5, 3, 2 і 1 прохід); 40% (4 проходи); 50% (10, 5, 3, 2, і 1 прохід); 60% (6 проходів); 70% (15, 5, 3 і 2 проходи) і 80% (10 проходів). При досягненні певного ступеня деформації обтискування за кожний про-

хід було однаковим. Положення точки A_{C1} визначили за допомогою диференціального термічного аналізу при протіканні $\alpha \rightarrow \gamma$ перетворення в квазіізотермічних умовах. Ці умови реалізовували таким чином. Серію зразків з однаковим ступенем нерівноваження початкового стану піддавали послідовному нагріванню. В першому зразку A_{C1} фіксували при безперервному нагріванні. Кожний наступний зразок нагрівали до температури, на 10°C нижчій за попередній зразок, з заданою швидкістю, а далі зі швидкістю $10\text{-}30^\circ\text{C}/\text{хв}$ до фіксування фазового перетворення. Отримані при цьому значення A_{C1} відповідали (на підставі проведених порівняльних експериментів) температурі початку

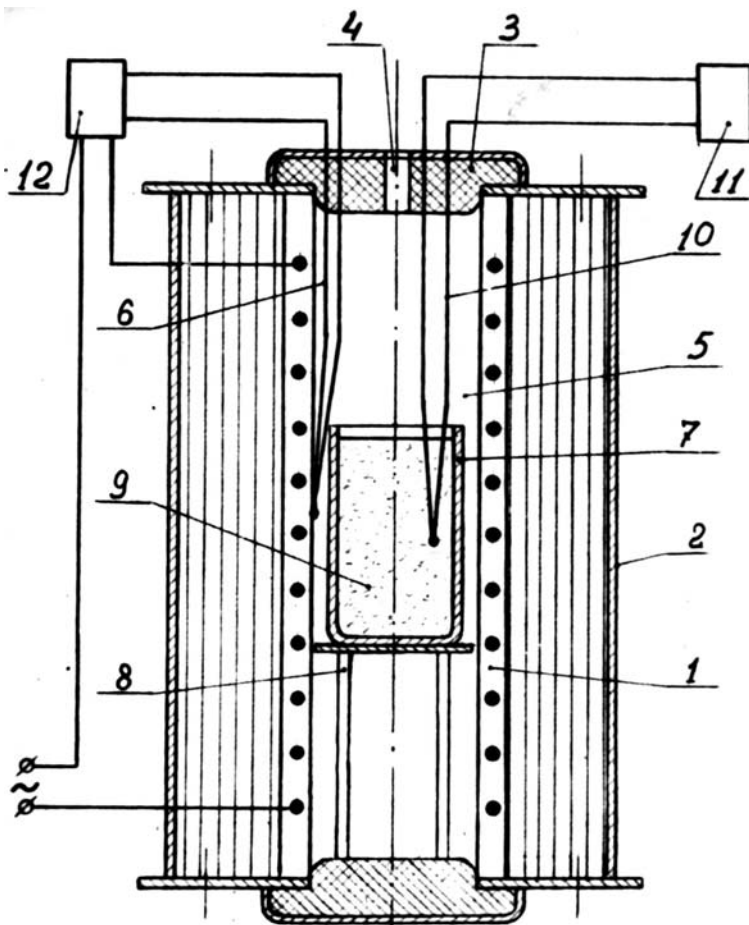


Рисунок. Загальна схема термостабілізуючої установки.

гою розробленої установки для стабілізації температури при ізотермічних витримках, яка наведена на рисунку.

Ця установка має обігрівач 1 електропечі 2, закритий кришкою 3 з отвором 4. Безпосередньо на внутрішній поверхні обігрівача 1, простір якого утворює камеру відпалювання 5, розміщено спай термопари 6. Всередині камери відпалювання 5 розміщено робочу камеру 7, яка являє собою тигель із жаротривкого матеріалу, розміщений на підставці 8 і який має всередині інертний наповнювач 9 з високою теплоємністю. Наповнювачами для робочої камери можуть служити речовини, які не розклада-

утворення аустеніту в ізотермічних умовах. Враховуючи вплив швидкості нагрівання на змінювання положення A_{C1} відпаленої і холодноконтактної сталі, задану швидкість нагрівання серії зразків вибирали $500^\circ\text{C}/\text{хв}$. Точність фіксування температури A_{C1} при довірчому інтервалі 0,95 була в межах $0,5^\circ\text{C}$. У зразків, що віддавали відпалюванню і холодному прокатуванню, вимірювали твердість та вивчали тонку структуру сталі за методом трансмісійної електронної мікроскопії на мікроскопі "JEM-200A".

Високу точність ($0,5^\circ\text{C}$) визначення температури початку $\alpha \rightarrow \gamma$ перетворення досягали за допомо-

ються під дією температури та які мають добру рухомість і не вступають в реакцію з досліджуваним матеріалом. Прикладом такого наповнювача є відпалений тальк.

Установка працює таким чином. Досліджуваний матеріал розміщують в наповнювачі робочої камери, яка знаходиться в камері відпалювання, що закривають кришкою, причому нагрівання досліджуваного матеріалу можна здійснювати як разом з наповнювачем, так і в попередньо нагрітому до заданої температури обігрівачі. При змінюванні температури обігрівача 1 потенціометр 12, згідно з сигналом термопар 6, вимикає при досягненні заданої температури і вмикає при її зниженні живлення обігрівача 1.

Розміщення спаю термопар безпосередньо на внутрішній поверхні обігрівача забезпечує достатню чутливість і швидкість дії системи. Наповнювач збільшує теплостійкість робочої камери, тобто здатність зберігати в певних межах постійну температуру всередині робочої камери при періодичних коливаннях температури середовища, яка граничить з робочою камерою, і проходженні через неї теплового потоку. Таке призводить до того, що частота та амплітуда коливань температури обігрівача стають більшими за частоту та амплітуду коливань температури робочої камери, причому чим більша різниця в тепловій інерції між обігрівачем і робочою камерою, тим вища стабільність заданої температури, яку вимірюють за допомогою термопар 10 реєструючим потенціометром 11.

Як показали дані дослідної перевірки, в результаті використання лабораторної установки з вищенаведеною конструкцією стабільність заданої температури сягає $0,2^{\circ}\text{C}$.

Таблиця 1

Твердість і величина значення A_{C1} (ΔT) холоднокатаної сталі 25 в залежності від ступеня деформації

Ступінь деформації, %	Твердість, HV	ΔT , $^{\circ}\text{C}$
1	2	3
80	240	42
70	230	40,5
60	226	39,5
50	213	38
40	195	36
1	2	3
30	180	31
20	154	22
10	140	11
відпалювання	114	0

Таким чином, розміщення спаю термопар ланцюга регулювань без-

посередньо на внутрішній поверхні обігрівача електропечі і заповнення простору робочої камери установки інертним наповнювачем забезпечують високу стабільність заданої температури і, одночасно, спрощують виготовлення такої лабораторної установки.

Визначено, що температура A_{C1} відпаленої сталі становить 725°C . Результати визначення A_{C1} холоднокатаної сталі відносно 725°C наведено в таблиці 1, де ΔT – різниця між 725°C і A_{C1} деформованої сталі.

Таблиця 2

Твердість і зниження A_{C1} холоднокатаної сталі 25 в залежності від числа проходів при різних ступенях деформації

Ступінь деформації, %	Число проходів	Твердість HV	ΔT , $^{\circ}\text{C}$
70	15	228-231	41,5
	5	230-232	40,5
	3	228-232	40,5
	2	231	40,5
50	10	209-214	38
	5	210-213	38
	3	214	38
	2	210-214	38
	1	214	38
30	5	177-182	31
	3	181-183	31
	2	177-180	31
	1	177-181	31

З табл. 1 видно, що із збільшенням ступеня деформації збільшується ΔT . Особливість даної залежності полягає в нерівномірності приросту ΔT із збільшенням ступеня деформації, як і у випадку залежності зміцнення сталі від ступеню деформації. Так, наприклад, із збільшенням ступеня деформації до 40-50% простежується відносно різке зниження A_{C1} ($\Delta T=36-38^{\circ}\text{C}$); подальше збільшення ступеня обтискування до 80% призводить до менш значного приросту ΔT (на $6-4^{\circ}\text{C}$). Для пояснення вказаної особливості досліджували дислокаційну структуру холоднокатаної сталі. Спостереження показали, що формування комірчастої дислокаційної структури сталі закінчується після прокатування зі ступенем деформації 30%. При цьому середній розмір дислокаційних комірок становить $1,5 \text{ мкм}$, а середня ширина міжкомірчастої границі – $0,7 \text{ мкм}$. Щільність дислокацій в границях комірок не нижча за $\approx 5 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$. Із збільшенням ступеня деформації від 30 до 50 % в структурі сталі відбувається зменшення як середнього розміру дислокаційних комірок, так і середньої ширини міжкомірчастої

границі. Середній розмір комірок після прокатування зі ступенями деформації 40 та 50% зменшується відповідно до 0,8-0,75мкм, а середня ширина міжкомірчастої границі – відповідно до 0,46 і 0,4мкм. Щільність дислокацій в міжкомірчастих границях безперервно зростає. Починаючи зі ступеня 50% подальший розвиток деформації не призводить до змінювання середнього розміру дислокаційної комірки, який майже до обтискування 80% зберігався рівним 0,75мкм. Разом з тим, середня ширина міжкомірчастої границі продовжує безперервно зменшуватися до 0,3мкм після обтискування 80%. Аналогічно змінюється і щільність дислокацій в міжкомірчастих границях. Отже, нерівномірність залежності величини зниження A_{C1} холоднокатаної сталі від ступеня деформації визначається дисперсністю (середнім розміром комірок) дислокаційної комірчастої структури.

Аналіз результатів визначення температури A_{C1} холоднокатаної сталі в залежності від числа проходів, як видно з табл. 2, показав, що дрібність деформації не впливає на положення початку $\alpha \rightarrow \gamma$ перетворення сталі при досягнутій в даній роботі точності вимірювання температури A_{C1} .

Висновки

1. Зниження A_{C1} холоднокатаної сталі з розвитком деформації зростає інтенсивно тільки до певного ступеня деформації, перевищення якого призводить до менш значного приросту зниження A_{C1} . При цьому дрібність деформації не впливає на положення A_{C1} .

2. Інтенсивне зниження A_{C1} відбувається тільки у тому діапазоні ступенів деформації, в якому збільшується дисперсність комірчастої дислокаційної структури, що визначається розміром комірки. Коли розмір комірок стабілізується, приріст зниження A_{C1} з розвитком деформації значно уповільнюється.

Анотація

Положения критической точки A_{C1} после холодной прокатки стали 25

Исследована зависимость величины снижения критической точки A_{C1} стали 25 от степени предыдущей холодной пластической деформации. Установлена взаимосвязь между величиной снижения A_{C1} и параметрами дислокационной структуры холодно-деформированной стали.

Abstract

Rules of a stagnation point A_{C1} the ambassador cold rollings of steel 25

The relation of value of a decrease of a stagnation point A_{C1} of steel 25 from a degree of the previous cold plastic deformation is investigated. The intercoupling between value of a decrease A_{C1} and parameters of dislocation pattern of hard-wrought steel is established.

ИССЛЕДОВАНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ПРИ ВОССТАНОВЛЕНИИ ДЕТАЛЕЙ СЕЛЬСКО-ХОЗЯЙСТВЕННОЙ ТЕХНИКИ

Марьян Г.Ф., докт. техн. наук
(Государственный аграрный университет Молдовы)

В работе приведены результаты исследований долговечности покрытий из полимерных композиций, используемых в качестве компенсаторов износа деталей сельскохозяйственной техники. На основе полученных сведений даны конкретные рекомендации по выбору оптимальной толщины покрытия и величины зазора в зависимости от условий эксплуатации покрытий.

Использование тонкослойных покрытий из гибридной композиций на основе полиамида и эпоксидного олигомера типа П-ЗП, наполненных дисульфидом молибдена и измельченными стекловолокном, позволяет существенно снизить интенсивность изнашивания и улучшить ряд других физико-механических свойств [1,2].

Однако, в условиях сельскохозяйственного производства техника эксплуатируется в сложных климатических условиях, в агрессивных и влажных средах, при резких колебаний температур и, довольно часто, при нестабильных нагрузках.

Указанные особенности эксплуатации, в значительной степени, определяют величину и характер износа деталей сельскохозяйственной техники, требуют особый подход к выбору характера посадки сопряжения. Поэтому, при восстановлении деталей машин, возникает необходимость в нанесение покрытий различной толщины, причем при выборе толщины необходимо учитывать характер посадки восстановленных основных типов сопряжений в различных условиях их работы.

Целью данной работы является изучение долговечности деталей, восстановленные ПКМ в зависимости от толщины покрытия и от характера соединения.

В качестве образцов использовали стальные образцы, покрытые полимерной композицией на основе полиамида, наполненного дисульфидом молибдена и эпоксидным олигомером типа П-ЗП. Покрытия наносили методом прессования. Полученные образцы, после прессования, выдерживали в масле 5АЕ 1(Ж-40 при температуре $60 \pm 2^\circ\text{C}$). Шероховатости опреде-

ляли на профилографе-профилометре Калибр-201.

Долговечность покрытых образцов оценивали величиной износа. Исследования проводили на специальном стенде, изготовленном на кафедре «Ремонт машин и технология материалов» ГАУМ.

Износ определяли гравиметрическим способом, с использованием аналитических весов ВЛА-200, для следующих пар трения: охватываемая деталь - втулка, покрытая снаружи исследуемой композицией; охватывающая деталь - втулка, изготовленная из углеродистой стали термически обработанной (НВ560). Шероховатость металлической детали $R_a = 6,3 \text{ мкм}$, диаметр посадки $d=40 \text{ мм}$, длина соединения $l=0,7d$. Режим испытаний: скорость вала $V=0,63 \text{ м} \cdot \text{сек}^{-1}$, давление $p=3,5 \text{ МПа}$, длина пути 22,680 км.

Эксперименты были проведены с использованием математического планирования экспериментов согласно плану, приведенном в таблице.

Обработка экспериментальных данных и статистические расчеты выполнили с использованием функций STATGRAPHICS.

Качественный контроль исследуемых объектов выполнили с использованием следующего меню: Experimental Design → Create Design.

Таблица

Рабочий план исследования износа в зависимости от толщины полимерного покрытия (Factor A) и величины зазора (Factor B).

№ опыта	Факторы				Результаты эксперимента
	Factor A- толщина покрытия		Factor B - величина зазора		Var1 - износ, мг
	cod	real	cod	real	
1	+1	1,1	+1	0,9	14
2	-1	0,1	-1	0,1	14
3	0	0,6	0	0,5	11
4	-1	0,1	+1	0,9	17
5	+1	1,1	0	0,5	13
6	0	0,6	-1	0,1	14
7	-1	0,1	0	0,5	11
8	+1	1,1	-1	0,1	18
9	0	0,6	+1	0,9	12

Известно, что внешние нагрузки способны ускорить термофлуктуационный разрыв межфазных адгезионных связей. Также известно, что релаксационные процессы, протекающие в адгезионных металлополимер-

ных системах, не одинаковы по толщине покрытия и зависят от ее величины. Одновременно, на работу подвижных соединений, восстановленных полимерными покрытиями, значительное влияние оказывает величина зазора. Вероятно, этим объясняется довольно разнообразный характер рекомендаций приведенных в литературе по оптимизации толщины полимерных покрытий, а также тем, что эти рекомендации приводятся для конкретных материалов и условий эксплуатации, во многих случаях без учета характера соединения. Также следует отметить, что анализ данных приведенных в специальной литературе усложняется отсутствием единой методики исследований и большим разбросом условий экспериментирования, что, в конечном итоге, приводит к несопоставимым результатам.

Учитывая, что большинство деталей и самих машин (до 90%) выходят из строя в связи с их чрезмерным износом, нами было изучено влияние толщины компенсационного слоя и величины зазора, восстановленных пар трения, на износ полимерного покрытия (рис.1).

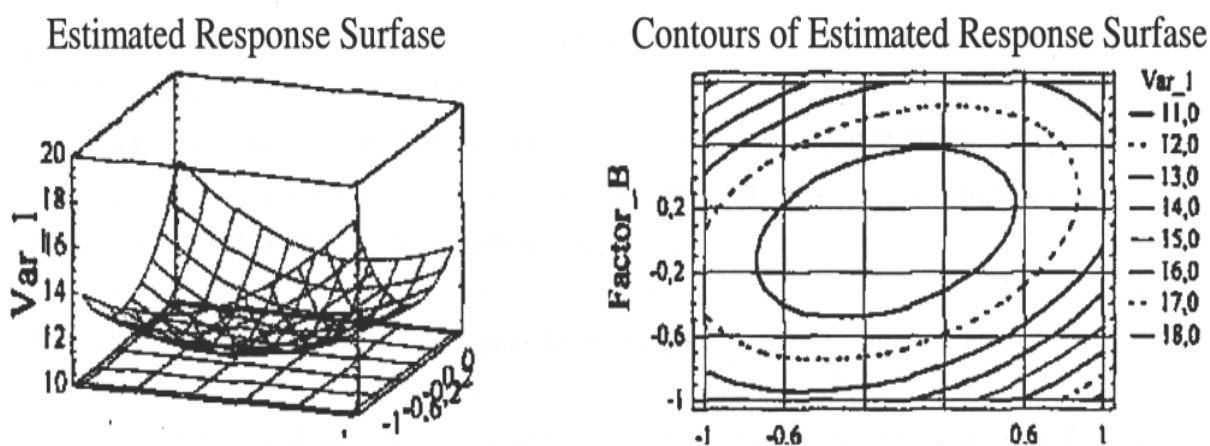


Рис. 1. Зависимость износа полимерных покрытий от их толщины и величины зазора в соединении деталей, восстановленных полимерной композицией и углеродистой стали: шероховатость металлической детали $R_a = 6,3 \text{ мкм}$, диаметр посадки ($d=40 \text{ мм}$, длина соединения $l=0,7d$. Режим испытаний: скорость вала $V=0,63 \text{ м} \cdot \text{сек}^{-1}$, давление $p=3,5 \text{ МПа}$, длина пути 22,680 км.

Результаты исследований позволили определить оптимальную взаимосвязь толщины полимерного слоя и величины зазора. Как видно из представленных результатов, достигнутое минимальное значение износа (меньше 11,8 мг) имеет место для покрытий с толщиной от - 0,8 до + 0,6 (в действительных координатах от 0,2 до 0,9 мм) в интервале зазоров от - 0,6 до + 0,75 (в действительных координатах от 0,26 мм до 0,8 мм).

Также, на основе однофакторных экспериментов, установлено, что при толщине полимерного слоя меньше 0,05 мм в покрытии появляются микропоры выходящие на металлическую подложку. Появление этих дефектов отрицательно влияет на долговечность покрытий, во-первых из-за

уменьшении фактической площади контакта металл - полимер, а во вторых из-за теплопроводности полимерного слоя, которая уменьшает адгезионную прочность.

Долговечность соединений с толщиной покрытия меньше 0,05 оказалась весьма незначительной, так как с первых часов испытаний покрытия отслаивались. Из этих соображений, использовать покрытия из исследуемой композиции толщиной меньше 0,05 является нецелесообразным.

С увеличением толщины покрытий более 0,9 мм замечается плавный рост износа. Это можно объяснить ухудшением теплопроводности во время эксплуатации пары трения. Из этого следует, что одновременно с увеличением толщины покрытия целесообразно увеличить зазора.

Таким образом, анализ результатов исследований показал, что толщина полимерных покрытий оказывает существенное влияние на долговечность деталей восстановленных полимерными покрытиями. Покрытия толщиной в пределах 0,1...0,9 мм рекомендуются для более точных пар скольжения, например, трибосистем сельскохозяйственной и животноводческой техники повышенной точности, подшипников скольжения металлорежущих станков и т.д. Использование в соединениях деталей восстановленных тонкостенными компенсаторами износа, аргументировано, целесообразно еще и потому, что функциональный зазор становится более стабильным. Это объясняется тем, что остаточные деформации, водомаслопоглощаемость, теплопроводность, практически, не оказывают влияние на изменение зазора.

Для соединений, подверженных значимым динамическим нагрузкам, рекомендуется применять более толстые покрытия, которые обладают более высокой амортизационной способностью.

Список литературы

1. Prof. Dr. Vladimir N. Kestelman, Dr. Grigoriy F. Marian und Dr. Iia V.Koljasko. Verwendung eines Ultraschallfelds zur Verbesserung der Haftung von Polymerbeschichtungen bei der Regenerierung von Lagerbohrungen in Gehäuseteilen //Plast und Kautschuk. - 37. Jahrgang. Heft 12/1990. - P.416...
2. Marian, Gr.; Sirghii, V. Studiul unor proprietati fizico-mecanice ale pieselor reconditionate cu mase plastice in functie de factorii tehnologici. //Lucrari stiintifice, V. 10. - Ch.: Tip. UASM, 2001.- P. 250...256.

Анотація

Дослідження довговічності полімерних композиційних покриттів використуваних при відновленні деталей сільської господарської техніки

У роботі приведені результати досліджень довговічності покриттів з полімерних композицій, використовуваних як компенсатори зносу деталей сільськогосподарської техніки. На основі отриманих зведень дані конкретні рекомендації з вибору оптимальної товщини покриття і величини зазору в залежності від умов експлуатації покриттів.

Abstract

Research of durability of polymer covers of parts, used at recovery, of agricultural economic engineering

In work the results of researches of durability of coverings from polymeric compositions of deterioration, used as equalizers, of details of agricultural engineering are given. On the basis of the received items of information the concrete recommendations are given at the choice of optimum thickness of a covering and size of a backlash depending on condition of operation of coverings.

АНАЛИЗ РАБОТЫ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ ХАРЬКОВСКОЙ ОБЛАСТИ

Шкурупий Ю.В., аспирант

(Харьковский государственный экономический университет)

Приведен анализ работы машиностроительных предприятий Харьковской области. Показано, что выполнение плана 2003 года по объемам производства машиностроительными предприятиями области невозможно без детального планирования органами управления и увеличению объемов производства во II кв. 2003 года.

Машиностроительные предприятия с точки зрения устойчивости экономики являются важным звеном рыночной экономики, так как на этих предприятиях осуществляется производство продукции, работ, услуг, обеспечивающих необходимый денежный капитал, который впоследствии служит основой формирования бюджета страны.

Результаты работы предыдущих лет показали, что предприятиям трудно выходить на свой план по итогам определенного периода. Это связано со многими причинами, в том числе - невыполнение заказчиком договоров (неполная оплата за произведенную продукцию, продажа склада готовой продукции и др).

Результаты работы предприятий подвергались анализу в ряде работ, посвященных этой теме. Например, в работе [1] детально рассмотрены итоги объемов производства промышленных предприятий Украины за IV кв. 2002 года и прогнозы на I кв. 2003 года. В работе [2], посвященной анализу объемов реализации предприятиями Харьковской области готовой продукции, также была приведена динамика объемов производства за 2002 год и перспективы 2003 года. Особое внимание в этих статьях уделяется анализу фактических данных 2002 года. На основе статистических данных давались перспективы роста показателей работы предприятий в I кв. 2003 года. Плановые значения показателей имеют большие расхождения с фактическими данными.

Планирование объемов производства на предприятиях машиностроения в настоящее время, а также разработка стратегии управления реструктуризацией предприятий являются актуальными задачами. На рынке наблюдается большое количество предприятий-конкурентов, обладающих гибкостью производства, способных самостоятельно принимать решения относительно регулирования объемов производства на определенный период.

Для решения поставленной задачи были подвергнуты анализу оперативные данные 40 машиностроительных предприятий Харьковской области за 2001, 2002 и 1 кв. 2003 года, в ходе которого удалось проследить динамику производства и реализации готовой продукции этими предприятиями. Учитывая тот факт, что реализация тесно взаимосвязана с производством и основная часть предприятий на рынке работает под заказ, тем не менее можно наблюдать расхождения между этими двумя показателями, что в свою очередь увеличивает склад готовой продукции и вынуждает нести излишние затраты.

Так в 2001 году предприятия ВПК завершили год с темпами роста объемов производства - 128,5%, предприятия тракторного и сельхозмашиностроения (ТСМ) – 80,7%, станкостроительной и инструментальной промышленности (СиИП) – 144,6%, электрического и энергетического машиностроения (ЭиЭП) – 114% и другие предприятия машиностроения – 108%.

В 2002 году по предприятиям ВПК объемы производства достигли отметки 104,7%, предприятия тракторного и сельхозмашиностроения – 76,8%, станкостроительной и инструментальной промышленности – 98,2%, электрического и энергетического машиностроения – 105,3% и другие предприятия машиностроения – 100,24%.

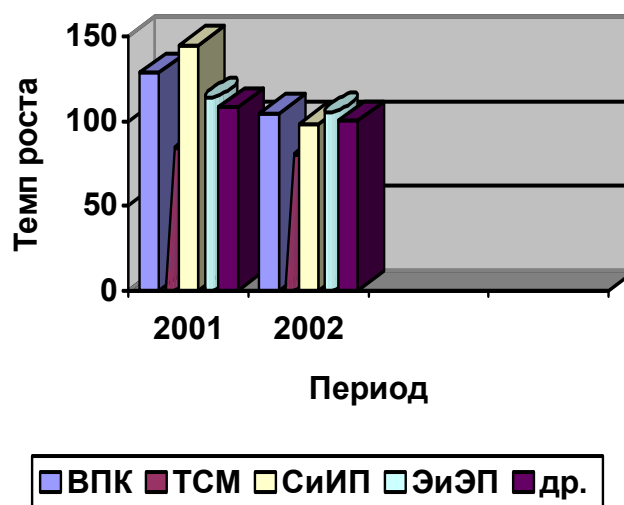


Рис. 1. Динамика темпов роста за 2001 и 2002 года.

Что касается 1 кв. 2003 года, то все прогнозы относительно резких спадов объемов производства, ранее описываемый в статьях на подобную тему не оправдались.

Положение дел в 1 кв. 2003 года сложилось таким образом, по предприятиям ВПК темпы роста объемов производства составили 106,9%, предприятия тракторного и сельхозмашиностроения – 107,1%, станкостроительной и инструментальной промышленности – 126,26%, электрического и энергетического машиностроения – 96% и другие предприятия маши-

ностроения –97,5%.

Основными причинами падения объемов производства по сравнению с предыдущим годом является временное прекращение финансирования производства (согласно договора), переход на другие виды продукции, временной неплатежеспособностью потребителя, а на некоторых предприятиях области это обусловлено удорожанием собственного сырья и материалов и соответствующее нежелание заказчика работать на сырье производителя. Все это стало причиной падения темпов роста показателей работы некоторых предприятий Харьковской области и недостижения ими, по сравнению с предыдущим годом, даже отметки в 100%.

Несмотря на все это, даже те предприятия, которые показали по результатам I кв. 2003 года высокий рост объемов производства, их фактические объемы меньше плановых, что в свою очередь грозит срывом выполнения плана 2003 года.

В I-м полугодии предприятия ВПК планируют объемы производства - 159,68%, станкостроительной и инструментальной промышленности – 95,1%, электрического и энергетического машиностроения – 89,5% и другие предприятия машиностроения – 77,87%. Учитывая это, можно спланировать объемы производства за 2003 год. Как видим, усредненные прогнозы самих предприятий выглядят необнадееживающе (Рис.2.), лишь предприятия ВПК удерживают этот спад производства (за счет контрактов, реализация которых попадает на май-июнь месяц).

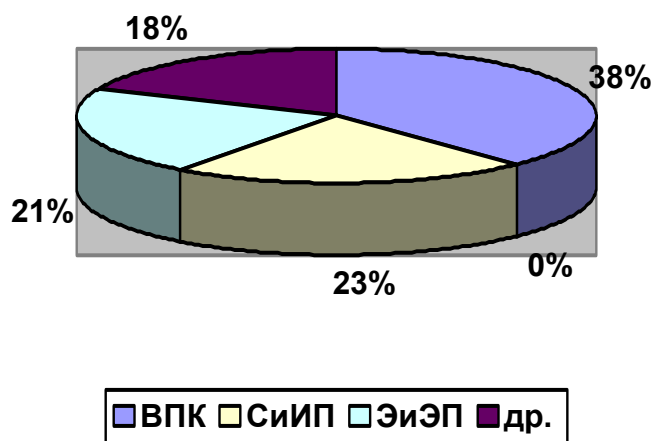


Рис. 2. Динамика темпов роста объемов производства планового выполнения I-го полугодия 2003 года.

По результатам анализа мы видим, что в целом предприятия электрического и энергетического машиностроения не достигают 100%, а все остальные лишь на шаг перешагнули этот барьер и с легкостью могут сойти с дистанции. Поэтому во избежание обвала полугодия, а там и года в целом, необходимо увеличить объемы производства во II кв. Этот период

может стать переломным моментом в выполнении плана 2003 года.

Список литературы

1. Пугачева М. Основні підсумки діяльності промислових підприємств України за кварталними обстеженнями ділової активності в 2002 році. "Праця і зарплата" №11(351) Березень 2003 р.
2. Смоляк В.А. Анализ состояния реализации продукции предприятий Харьковской области. «Вісник» №4.2001г.

Анотація

Аналіз роботи машинобудівних підприємств Харківської області

Наведено аналіз роботи машинобудівних підприємств Харківської області. Показано, що виконання плану 2003 року по обсягах виробництва машинобудівними підприємствами області не можливо без детального планування органами управління і збільшенню обсягів виробництва у II кв. 2003 року.

Abstract

Operational analysis of mechanical engineering firms of the Kharkov area

The operational analysis of mechanical engineering firms of the Kharkov area is adduced. Is rotined, that the fulfilment of the schedule of 2003 on volumes of production by mechanical engineering firms of area is impossible without detail planning(glide) by controls and increase of volumes of production in II sq. 2003.

ОРГАНИЗАЦИОННО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ СИСТЕМ НА ОСНОВЕ ИМИТАЦИОННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Шелковой А.Н., канд. техн. наук
(НТУ «ХПИ»)

В статье дан анализ существующих подходов к проектированию технологических процессов обработки металлов резанием. Описана модель организационно-технологического проектирования производственной системы на основе имитационного моделирования в режиме реального времени. Обобщен опыт применения системы в реальных условиях производства.

В системе задач организационно-технологической подготовки проектирования производственных систем (ПС) в качестве лимитирующего звена называют разработку программно-математического обеспечения. Выделяются два аспекта его применения: разработка математической модели, позволяющей принимать решения на стадии проектирования производственной системы, и использование подобных моделей для управления производством. При этом различают четыре основных источника повышения эффективности производства и экономии: применение прогрессивных технологических процессов; увеличение производительности оборудования; снижение трудовых затрат; экономия, получаемая от проведения организационно-технических мероприятий и улучшения качества выпускаемых изделий.

Для разрешения проблемы рационального выбора производственной системы для заданных условий необходимо решить следующие задачи: определение рациональной структуры станочной системы (комплекта основного технологического оборудования), характеристик станков (модулей) и их функциональных связей; определение рациональной структуры транспортно-накопительной системы (ТНС) и ее характеристик, построение материального потока (заготовок, полуфабрикатов, инструментов и оснастки) и выбор конфигурации ТНС; построение вспомогательных систем (СОЖ, стружки); согласование и корректировка всех систем по общим критериям; оценка технико-экономической эффективности построения варианта технологической системы.

Для решения этих задач требуются: анализ номенклатуры деталей и отработка в соответствии с требованиями системы таких параметров, как геометрическая форма и размеры деталей, величина партий и закон их за-

пуска, и др.; выбор конструктивных параметров оборудования, а также исследование возможности его стандартизации; выбор технологических параметров обработки каждой детали, согласование оптимальных вариантов технологических процессов, проверка возможности групповой обработки; выбор станков по точности и мощности в зависимости от величины партии, определение их расположения и числа с учетом резервных станков для замены вышедших из строя; определение конфигурации потока заготовок, обусловленной расположением (пристенное или свободное) и емкостью накопителя, зависящей от формы, размеров и массы деталей, а также от манипулирующих устройств и приспособлений-спутников; определение конфигурации инструментального потока, зависящей от планируемого числа инструментов, методов их предварительной подготовки и настройки, способов поддержания в рабочем состоянии, доставки предварительно настроенных инструментов на рабочие места и смены (ручной или автоматической) в инструментальных магазинах; определение конфигурации информационного потока, зависящей от наличия и степени готовности рабочей документации и доставки ее на рабочие места, связи с ЭВМ, скорости внутренней и внешней обработки информации, наличия системы диагностики неисправностей и их профилактики; определение конфигурации вспомогательного потока, зависящей от способов ликвидации отходов, очистки станков и заготовок; определение конфигурации системы обеспечения качества, зависящей от способа встраивания этой системы в основной процесс, числа мест контроля и их расположения в системе.

Основным методом решения как прямой, так и обратной задачи организационно-технологического проектирования производственной системы [1] является моделирование. К этому методу прибегает большинство фирм [2], например Kearney & Trecker, Sundstrand (США), Heller (ФРГ) и др. Как правило, система проектирования при этом становится частью системы управления производственным процессом.

В силу сложности задачи моделирования ПС и необходимости использования больших вычислительных ресурсов большинство разработок в этой области в основном посвящено статистическому моделированию, хотя, как показала практика, наиболее эффективные решения в данной предметной области можно получить только на основе имитационного моделирования в режиме реального времени.

Предлагаемая концепция проектирования ПС базируется на циклическом представлении процессов проектирования и моделирования (рис. 1) и может быть описана агрегатом (Σ):

$$\Sigma = \{T, X, U, \Omega, Y, \Gamma, H, G\}, \quad (1)$$

где: T - множество моментов времени, на котором анализируется производственная система; X - множества состояний элементов производственной системы (складов, транспортной системы, обрабатывающих, складских и сборочных модулей); U - входные воздействия на агрегатированные подсистемы (команды на обработку, загрузку, разгрузку и пр.); Ω - множество допустимых входных воздействий на агрегатированные подсистемы; Y, G - мгновенные значения реакций агрегатов производственной системы на допустимые входные воздействия; H - вектор мгновенных состояний производственной системы; G - модели преобразования входных сигналов агрегатированных подсистем в выходные.

Система проектирования состоит из трех основных контуров:

- технологической подготовки производства:

Чертеж детали - Подготовка данных для технологического проектирования - Выбор оборудования, оснастки и инструмента - Нормирование процесса обработки - Разработка обобщенного технологического процесса;

- разработки и корректировки имитационной модели:

Планировка участка - Синтез модели транспортной системы - Синтез модели складской системы - Синтез моделей производственных модулей - Синтез моделей технологических процессов - Формирование производственного задания;

- имитационного моделирования производственной системы:

Расчет загрузки оборудования - Расчет энергетических затрат на производственный процесс - Расчет продолжительности выполнения производственного задания.

Благодаря интерфейсу между контурами системы (рис. 1) в ней реализована концепция непрерывного проектирования и моделирования работы ПС:

- технологическая подготовка производства используется в качестве инструмента подготовки исходных данных на этапе разработки имитационной модели, а так же в качестве подсистемы корректировки информационной среды (применительно к технологическим данным) в ходе имитационного моделирования;

- подсистема разработки и корректировки имитационной модели, с одной стороны, является проектирующей, так как с ее помощью создается и корректируется организационно-техническая часть имитационной модели, а с другой – системой обмена информацией между системой технологической подготовки производства и системой моделирования;

- система имитационного моделирования может работать как в пакетном режиме (однократная загрузка исходных данных и последующее моделирование до окончания выполнения производственного задания), так и в режиме обмена информацией с внешней средой (системой технологи-

ской подготовки производства и системой подготовки имитационной модели) в ходе имитационного моделирования.

Таким образом, задача технологической подготовки производства переходит из категории задач проектирования в категорию задач управления [3]. Для создания области компромисса частных критериев эффективности ПС - $K = \{k_1, k_2, \dots, k_n\}$ использована модель согласования (2).

$$X^c = \bigcup_{a \in A} f^{-1} \left[\begin{array}{c} opt \\ x \in X \end{array} \sum_{i=1}^n a_i k_i(x) \right], \quad (2)$$

где $a = \{a_1, a_2, \dots, a_n\}$ - вектор параметров ПС, определенный на множестве $A = \left\{ a \mid a > 0; \sum_{i=1}^n a_i = 1 \right\}$; f^l - оператор, устанавливающий связь $x = f^{-1}(K)$; x - вектор допустимых состояний подсистем.

Имитационная модель организационно-технологического проектирования ПС реализована в виде интегрированного комплекса программ разработки, управления и анализа результатов моделирования производственного процесса. Его ядром является система имитационного моделирования (СИМ 3.1). Технологическое проектирование выполняется в системах: ТИПРОЦЕСС, ГРУППРОЦЕСС, НОРМА. Подготовка и корректировка имитационной модели осуществляется с помощью генератора имитационных моделей производственных модулей и графического редактора векторных изображений. Все программные продукты выполнены под руководством Шелкового А.Н. на кафедре технологии машиностроения НТУ «ХПИ» и являются оригинальными разработками.

Программный комплекс используется в качестве экспертной системы при технико-экономическом обосновании проектов создания и модернизации производственных систем на предприятиях г. Харькова в условиях единичного и мелкосерийного производства [4].

Успешное продвижение программных продуктов организационно-технологического назначения на рынке средств автоматизации средств конструкторско-технологической подготовки производства возможно лишь в том случае, если они будут унифицированы с уже используемым программным обеспечением: КОМПАС-АВТОПРОЕК, ТЕФЛЕКС-ТЕХНОПРО и др. Поэтому дальнейшая доработка данной системы будет направлена на унификацию протоколов обмена данными между компонентами системы имитационного моделирования и стандартными офисными и графическими приложениями.

Список литературы

1. Системное проектирование интегрированных производственных комплексов /А.Н. Домарацкий, А.А. Лескин, В.М. Пономарев и др.;

- Под общ. ред. д-ра техн. наук, проф. В.М. Пономарева.-Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1986.-319с.
2. Состояние и перспективы развития гибких производственных систем: По материалам Первой (FMS-1), 1982 г. (Брайтон) и Второй (FMS-2), 1982 г. (Лондон) международных конференций по гибким производственным системам /В.Н. Васильев, С.В. Васильев, В.А. Кудинов, В.С. Полуянов. - Обзор НИИ информ., по машиностроению. С-1, Станкостроение. - М.: 1984. - 74с.
 3. Шелковой А.Н. Концепция адаптивного технологического проектирования гибких производственных систем обработки металлов резанием // Авиационно-космическая техника и технология. Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского "ХАИ" Выпуск 14. - Харьков, 2000, С.68-73.
 4. Шелковой А.Н. Практика модернизации компоновок производственных систем на основе имитационного моделирования //Резание и инструмент в технологических системах. - Межд. научн.-техн. сборник. - Харьков: НТУ "ХПИ", 2002, вып.62, С.197-204.

Анотація

Організаційно-технологічне проектування виробничих систем на основі імітаційного моделювання

У статті даний аналіз існуючих підходів до проектування технологічних процесів обробки металів різанням. Описано модель організаційно-технологічного проектування виробничої системи на основі імітаційного моделювання в режимі реального часу. Узагальнено досвід застосування системи в реальних умовах виробництва.

Abstract

Organizing-technological designing the production systems on base of simulation modeling

In article is given analysis existing approach to designing the technological processes of the processing metal by cutting. The Described model organizing-technological designing the production system on base of simulation modeling in mode of the realtime. The Generalised experience of the using the system in real condition production.

О КОМПОЗИЦИОННОМ ПРОЕКТИРОВАНИИ УСТАНОВОЧНО-ЗАЖИМНЫХ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ АГРЕГАТНЫХ СТАНКОВ

Пермяков А.А., докт. техн. наук, Фадеев А.В.
(НТУ «ХПИ»)

В статье рассмотрены методологические принципы направленного проектирования компоновок установочно-зажимных приспособлений агрегатных станков.

Проблема достижения оптимального решения при проектировании сложноструктурных объектов, имеющих большую вариантность при проектировании, связана с необходимостью согласования локальных проектных решений, принимаемых на различных уровнях разработки проекта. При традиционном подходе проектирование установочно-зажимных приспособлений специальных агрегатных станков (УЗП АС) начинается с эвристического или эмпирического выбора некоторой возможной структуры (компоновочной схемы) УЗП с последующей подготовкой технических предложений на разработку его элементов.

Технология проектирования технических объектов, предусматривающая децентрализованную разработку компонуемых элементов с последующей централизованной корректировкой носит название технологии декомпозиционного проектирования.

Одной из основных проблем, возникающих при реализации этой технологии проектирования, является обеспечение таких координирующих воздействий на проектные решения, которые приводили бы к достижению оптимального решения на уровне системы в целом. Выбор принципа осуществления этих координирующих воздействий зависит от принятой структуры подчиненности разработчиков проекта и квалификацией каждого из них.

Из теории проектирования сложных систем известно, что автоматизация проектирования на базе декомпозиционного подхода нецелесообразна, так как не позволяет решить проблему оптимального проектирования в целом. Недоиспользование потенциальных возможностей по достижению высоких технико-экономических показателей разрабатываемых УЗП АС за счет выбора на начальных этапах проектирования наиболее рациональной их пространственно-структурной организации часто не может быть скомпенсировано при выполнении последующих этапов.

Требуется переход на иную технологию проектирования – направленное формирование УЗП АС оптимальной структуры с заданными свойствам элементов, которые могут менять свои параметры и конструктивное исполнение в интересах оптимизации разрабатываемой технологической системы. Такой подход к проектированию использует обратный (по сравнению с декомпозиционным проектированием) принцип организации операций подготовки и принятия решений. Этот метод носит название композиционного проектирования.

Использование методов композиционного проектирования должно позволить в значительной мере повысить эффективность разработки УЗП АС, так как в этом случае осуществляется направленное формирование их пространственно-структурно-параметрической организации, которая является наилучшей по принятым критериальным показателям.

Для практической реализации методов композиционного проектирования необходимо определение и формальное описание общих принципов пространственно-структурно-параметрической организации УЗП АС, обобщение опыта и знаний о способах их технической реализации, а также создание автоматизированных методов композиции, обеспечивающих направленное формирование оптимальной в заданном смысле их пространственно-структурно-параметрической организации. Для автоматизированного композиционного проектирования необходимо располагать базой знаний, содержащей математические модели элементов, которые используются для их технической реализации, а также методы оптимального пространственно-структурно-параметрического компонования из них УЗП АС.

В практике решения многовариантных задач анализа и синтеза АС и их структурных элементов можно использовать различные критерии эффективности (рис.1).

Формирование тех или иных критериев (технологических или технико-экономических) определяются формулировкой цели. От критерия требуется как можно большее сходство с целью, чтобы оптимизация по этому критерию соответствовала максимальному приближению к цели. Здесь также стоит вспомнить о причинах многокритериальности задач выбора, которые чаще всего связаны не с множественностью целей, а с тем, что сформулированную цель редко удается выразить одним критерием, хотя к этому обычно стремятся.

При проектировании компонок специальных агрегатных станков стремление реализовать обработку с максимальной концентрацией входит в противоречие с возможностью получить компактную конструкцию с низкой металлоемкостью. Это противоречие в плоскости экономических показателей выглядит как стремление при внедрении и эксплуатации технологического оборудования получить минимальную себестоимость изготовления деталей (минимальные переменные затраты за операционный

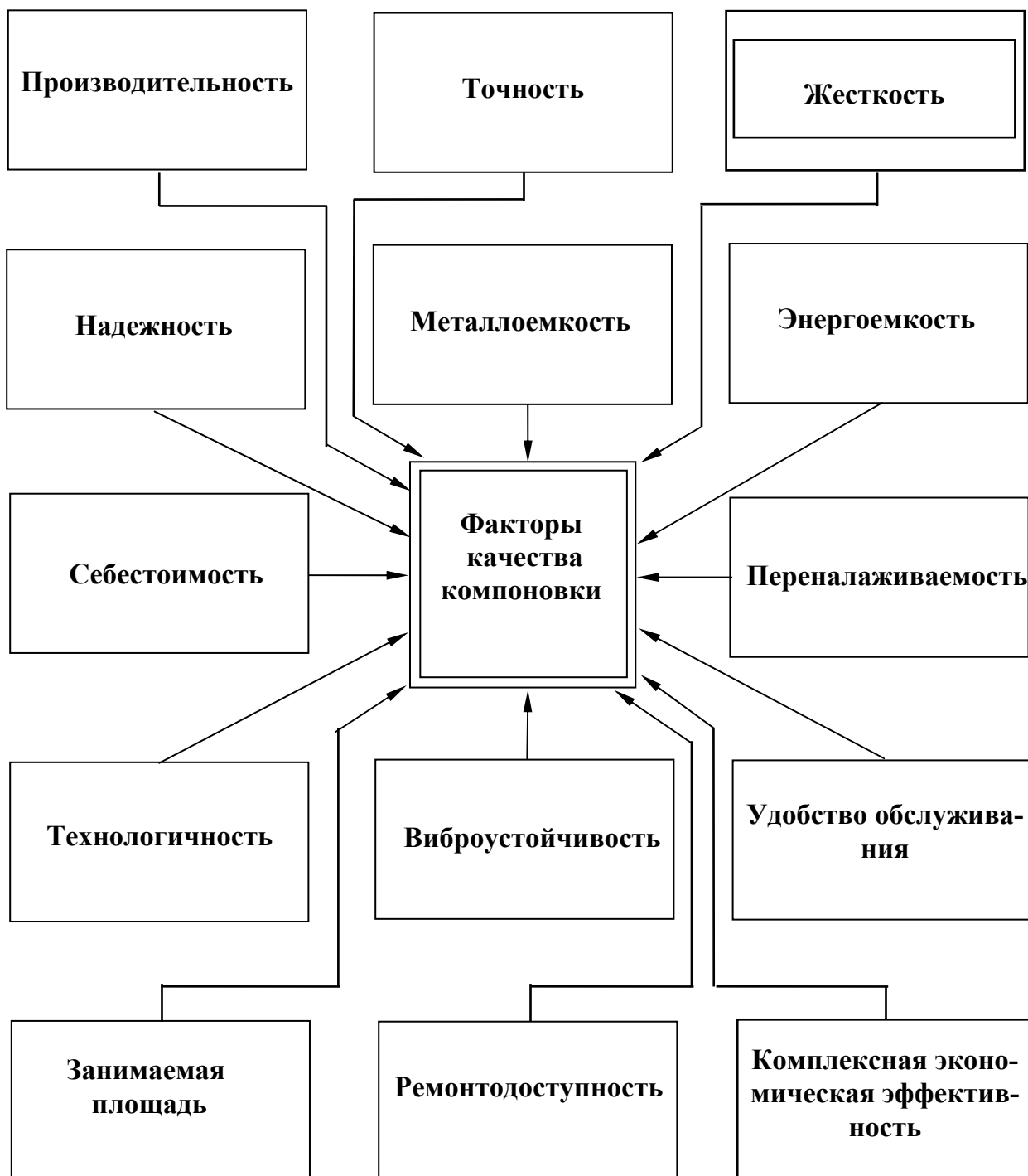


Рис.1. Критерии оценки компоновочных решений.

цикл) при минимальной стоимости технологического оборудования и минимальных расходах на его эксплуатацию (минимальные постоянные затраты). Эффективность технологического оборудования, встраиваемого в уже действующее производство часто оценивается экономическими критериями. Стремление при проектировании технологических компоновок АС обеспечить требуемую (чаще максимальную) производительность обработки (минимум штучного времени) как раз оправдано тем, что варианты совмещения технологических переходов с меньшим штучным временем обработки чаще всего имеют меньшую технологическую себестоимость (переменные затраты) обработки детали.

Один из путей повышения производительности обработки - дифференциация обработки делением длины резания, снижая время обработки на лимитирующем технологическом переходе, ведет к увеличению числа позиций обработки и соответственно уменьшению объема зоны обработки в пределах которого размещаются УЗП, повышая требования к их компактности. С другой стороны, если при проектировании АС его технологическая компоновка усложняется за счет увеличения числа позиций обработки, силовых агрегатов и режущих инструментов, это ведет к значительному росту постоянных затрат. Задачу получения минимальных суммарных затрат необходимо решать путем уменьшения числа позиций обработки за счет усложнения инструментальных наладок, так как рост постоянных затрат за счет удорожания обслуживания в этом случае происходит медленнее, чем их падение при сокращении числа позиций, если производительность остается неизменной. Иными словами, при разработке компоновки АС приходится учитывать целую систему факторов на возможность и целесообразность концентрации и дифференциации технологических переходов.

Экономические показатели как критерии оценки компоновочных решений можно использовать для сравнительного анализа вариантов АС. Причем, на этапе синтеза технологической компоновки АС возможно оперировать только частью переменных затрат, которые зависят от реализуемого варианта структуры и параметров технологической компоновки. Суммарные затраты могут быть использованы для оценки вариантов только после проработки конструкторской компоновки, когда точно определен состав и исполнение компонуемых элементов, габаритные размеры, уровень технической сложности и определена цена АС. Иными словами, экономические показатели в процессе проектирования компоновок АС и их элементов могут применяться только как локальные критерии при решении частных задач на отдельных этапах проектирования. При переходе от декомпозиционного проектирования к композиционному следует найти интегрированный критерий оптимальности, который бы позволил оценивать проектные решения на разных этапах (возможно с привлечением на

каждом этапе частных критериев) и вести направленное проектирование в интересах оптимизации АС в целом.

Среди самых разнообразных критериев эффективности, влияющих на оценку результатов компоновки УЗП АС – технологических, технико-экономических и пр., геометрические критерии могут быть выбраны по ряду соображений. В большинстве случаев металлоемкость УЗП АС прямо зависит от их объема и габаритов, а трудоемкость изготовления и сборки – от числа входящих в них элементов. Поэтому в качестве основных направлений оптимизации конструкторских компоновок УЗП АС можно определить упрощение ее структуры и минимизацию ее объемно-габаритных параметров.

Процесс проектирования – это процесс отбора из ряда возможных вариантов наиболее рационального. Проектирование как правило ведется по схеме: формулирование задачи – разработка конкурирующих вариантов решения – сравнительный анализ вариантов – принятие решения (выбор лучшего варианта). Отбор происходит путем оценивания (экспертного или количественного) альтернатив. Отбор может многократно повторяться с рассмотрением новых или повторно старых (улучшенных) вариантов. В результате процесс проектирования на любой его стадии (техническое задание, техническое предложение, эскизный, технический или рабочий проект) носит итерационный характер. Итерации могут продолжаться до тех пор, пока выходные характеристики проектируемого объекта не окажутся в допустимых пределах. Укрупненно схема проектирования на любом этапе имеет следующий вид (рис.2).

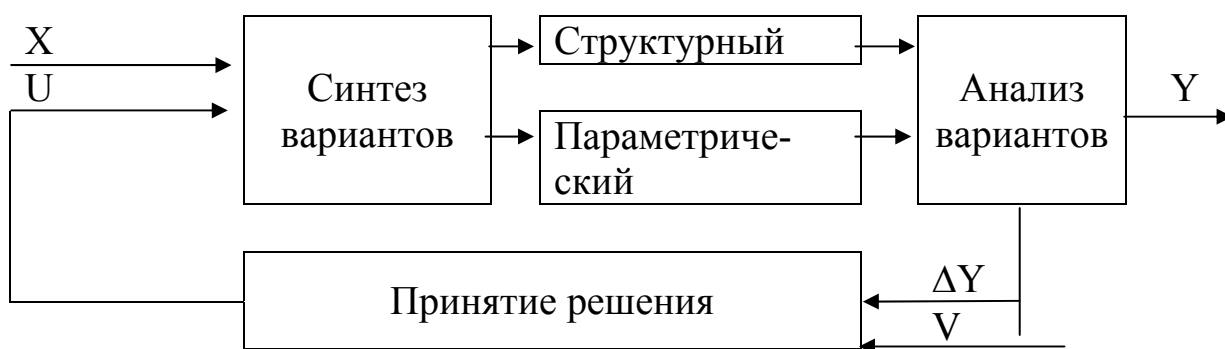


Рис.2. Схема итерационного проектирования

Лицо принимающее решение (обычно ведущий конструктор проекта) задавая исходные данные (входные параметры X) или внося корректировки в представленный на согласование вариант решения (оказывая управляющее воздействие U) оценивает тем или иным способом выходные величины (структуру и параметры конструкции) Y, сравнивая их с требуемыми значениями [Y]. Результат этого сравнения – отклонение ΔY используется для утверждения варианта или выработки нового управля-

ющего воздействия и начала следующей итерации по улучшению представленного варианта (или разработке нового). Управляющее воздействие также может вырабатываться под влиянием внешнего решения V о необходимости изменений по результатам согласований с заказчиком. Эти воздействия могут касаться изменения параметров и структуры.

При традиционном декомпозиционном проектировании в условиях иерархической подчиненности исполнителей и ограниченном времени на проектирование число осуществляемых итераций на каждом этапе проектирования определялось не числом просматриваемых конкретным исполнителем вариантов, а числом согласований и вносимых изменений в предлагаемый вариант решения. При этом отмечалась высокая трудоемкость проектирования из-за частых согласований, что не исключало возможных ошибок, которые после их обнаружения на стадии изготовления в свою очередь повышали трудозатраты на создание УЗП АС. Совершенствование процесса проектирования сложноструктурных объектов, подобных АС, следует осуществлять в том числе за счет сокращения числа итераций, связанных с непроизводительными согласованиями, и увеличения итераций по просмотру большего числа вариантов.

С точки зрения методологии каждая стадия проектирования представляет собой двухэтапный процесс отбора решений, состоящий из препроектирования и собственно проектирования. Содержание проектной процедуры этих этапов отличается тем, что препроектирование связано с поиском различных альтернативных вариантов технических решений и управляющих воздействий и направлено сначала на генерирование возможно большего их числа, а затем - на сокращение вариантов, отбираемых для дальнейшего проектирования, тогда как собственно проектирование связано с совершенствованием этих оставшихся вариантов. В связи с этим, число рассматриваемых вариантов на ранних этапах проектирования УЗП АС должно быть заведомо большим, нежели на последующих этапах проектирования. Суть направленного проектирования должна состоять в пошаговом «сворачивании» множества просматриваемых вариантов.

На первом этапе выбора схемы базирования, закрепления и транспортирования заготовки выполняется анализ структуры и параметров объекта обработки. В первую очередь определяется число сторон обработки и их взаимное расположение, поскольку от этого зависит возможность обработки детали с одной установки. Необходимость переустановки детали ставит проектировщика перед задачей выбора: изменение положения детали в одноместном приспособлении ведет к потере производительности, а переустановка детали в двухместном приспособлении увеличивает объем зоны обработки, габариты оснащенных силовых агрегатов, усложняет наладку.

Принцип агрегатирования, как основа создания сложноструктуриро-

ванного технологического оборудования, создает предпосылки к реализации при проектировании методов улучшающего воздействия на принимаемые проектные решения. Наличие унифицированной элементной базы проектирования дает возможность практически полной формализации большинства проектных процедур. Для возможности автоматизации процесса проектирования нами разработана методика направленного синтеза

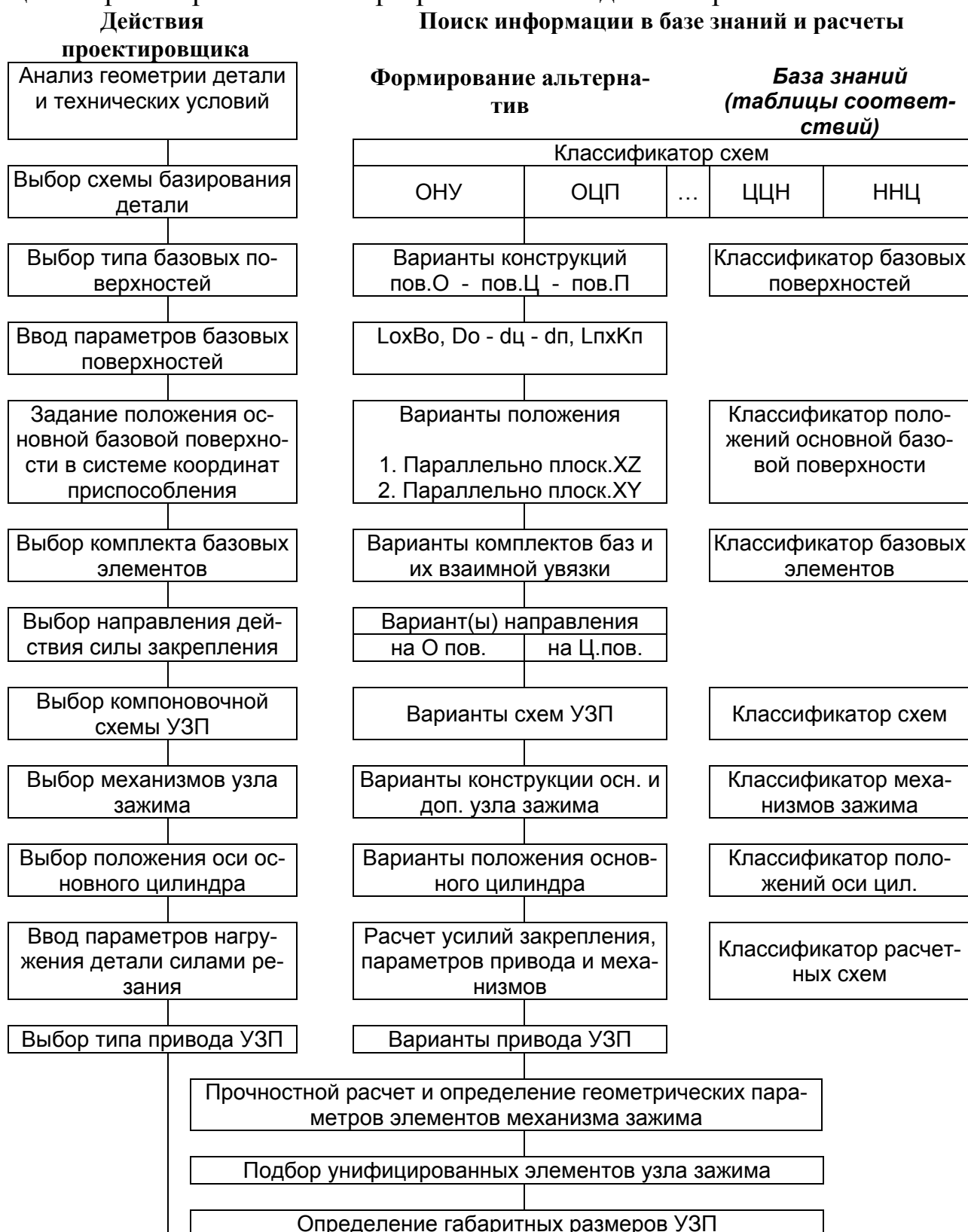


Рис.3. Общая методика направленного синтеза компоновок УЗП.

компоновок установочно-зажимных приспособлений. Ядром методики является база знаний, сформированная из таблиц соответствия, полученных в свою очередь на основе анализа и классификации конструкций УЗП. Использование унифицированных схем, узлов и деталей УЗП дает возможность формализации проектных процедур.

Высокая степень формализации предметной области обеспечивает соблюдение принципа гарантированности результата. Проведенная декомпозиция «от общего к частному» и отраженная в виде таблиц выбора позволяет реализовать обратный процесс композиции «от выбора элементов системы к синтезу системы в целом». Декомпозиция иерархических структур УЗП на основе классификации типовых компоновочных схем, механизмов зажима, вариантов расположения силового механизма, схем базирования, конструкций базовых элементов позволяет сформировать из множества унифицированных элементов варианты компоновок УЗП. Данная методика синтеза УЗП АТСМ (рис.3) допускает интерактивное проектирование.

Предлагаемая последовательность проектирования компоновок УЗП АС с использованием моделей компактного проектирования и оценки компоновочных решений на основе введенных критериев компактности и экономичности позволяет при реализации автоматизированного проектирования уже на ранних стадиях выработать оптимальный вариант пространственно-структурно-параметрической организации.

Анотація

Про композиційне проектування установчо-затискних пристроїв агрегатних верстатів

У статті розглянуті методологічні принципи спрямованого компонування установчо-затискних пристроїв агрегатних верстатів.

Abstract

About composition design of adjusting-clamping devices of unite-building machine-tools

In article the methodological principles of directed arrangements design of adjusting-clamping devices of unite-building machine-tools are considered.

ДЕЙСТВИЕ ЭРОЗИОННЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ КОМБИНИРОВАННОМ ШЛИФОВАНИИ

Набока Е.В., канд. техн. наук
(НТУ «ХПИ»)

При комбинированных методах шлифования возникает возможность дополнения их, помимо обычного резания – шлифования алмазными зернами, еще и электроэрозионное воздействие на круг и заготовку. Это дает возможность сохранять работоспособность круга длительное время с поддержанием интенсивного резания и выступания алмазных зерен, исключает контакт связки с материалом заготовки.

Комбинированные методы шлифования находят широкое применение в машиностроении [1]. Однако, при этом недостаточно изучены электроэрозионные процессы [2, 3]. Цель работы – раскрытие физической сущности действия электроэрозионных процессов при шлифовании на основе энергетического подхода. При комбинированном шлифовании зону обработки следует рассматривать с механической и электрической точек зрения, то есть как электромеханическую систему. Механическое состояние зоны шлифования связано с ее размерами, видом обработки, особенностями контактного взаимодействия инструмента с металлом, характери-

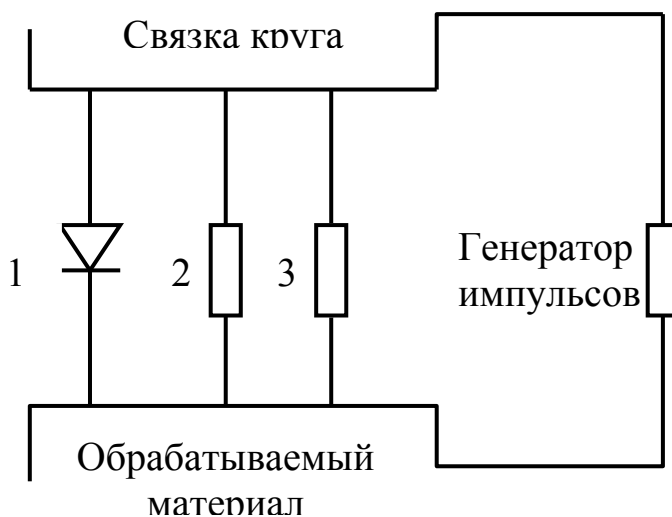


Рис. 1. Зона обработки как межэлектродный промежуток: 1 – электроразрядный участок (канал разряда); 2 – сопротивление стружки, перемыкающей зазор; 3 – сопротивление смазочно-охлаждающей жидкости.

стикой круга и его режущего рельефа и параметрами механического режима. Электрическое состояние зоны обработки – как межэлектродного промежутка с действующими в нем электроэрозионными процессами зависит от механических характеристик, межэлектродной среды и вида подаваемой электрической энергии.

Электрическая схема зоны обработки представлена на рис. 1, ее можно рассматривать как состоящую из емкости C и сопротивлений R_1, R_2, R_3 . Емкость образуется обрабатываемой деталью и шлифовальным кругом,

поверхности которых разделены тонкой прослойкой жидкой среды. Можно считать, что эта емкость весьма мала в связи с малой площадью обкладок такого «конденсатора». R_1 – это нагрузка в виде электрического разряда, по каналу которого проходит электрический ток. R_2 представляет собой нагрузки, создаваемые перемикающими стружками и мостиками диспергированного металла. Нагрузка R_3 связана с наличием в зоне обработки рабочей среды, обладающей некоторой электропроводностью.

Сопротивление стружки определяется ее параметрами и физико-механическими свойствами обрабатываемого материала; необходимо учитывать сопротивления окисных пленок в месте контакта стружки и связки, а также сопротивление стягивания, являющееся результатом резкого изменения площади поперечного сечения проводника (круг-стружка-деталь). Одной из характеристик зоны обработки является межэлектродный зазор. Следует рассматривать два возможных варианта работы: с гарантированным межэлектродным зазором; с наличием элементов-стружек, перемикающих межэлектродный промежуток.

Гарантированный межэлектродный зазор имеет место при электроэрозионной правке инструмента, то есть при работе без снятия стружек, а также при работе крупно-зернистыми алмазными кругами, с большим выступанием зерен над связкой и малой длиной срезаемых стружек.

В остальных случаях межэлектродный промежуток перекрывается срезаемой стружкой и частицами диспергированного металла, что вносит свою специфику в действие электроэрозионных процессов. Вариантами наиболее вероятного возникновения и действия электрических разрядов в зоне шлифования являются:

- 1) при пробое межэлектродной среды между связкой и стружкой;
- 2) при скольжении стружки по связке;
- 3) при электровзрывном оплавлении стружки;
- 4) при прерывании цепи с отрывом стружки в момент окончания стружкообразования [1].

Разряд, образующийся в результате пробоя межэлектродного промежутка (искровой, импульсный) возникает между связкой круга и приближающейся к ней (с высокой скоростью) стружкой. При стабильном процессе обработки межэлектродный зазор будет зависеть от высоты выступания зерен над связкой H , степени внедрения зерен в обрабатываемый материал h_e и высоты выступания срезаемой стружки над поверхностью резания h_c . Действительная величина зазора составит:

$$Z_d = H - h_e - h_c.$$

Опыты показывают, что при алмазно-искровом шлифовании математическое ожидание высоты выступания зерна над связкой соответствует примерно одной трети величины среднего размера зерна.

Величина внедрения режущего рельефа в обрабатываемый металл может быть рассчитана по предлагаемой формуле:

$$h_e = 2 \cdot 3 \sqrt{\frac{V_s \cdot H_z}{V_p \cdot Z_{y\partial} \cdot \operatorname{tg}(\alpha/2)}},$$

где V_s - скорость подачи материала на круг (в нормальном к его поверхности направлении); H_z - высота рельефа шлифовального круга; $Z_{y\partial}$ - удельное число зерен на поверхности инструмента; α - угол при вершине зерна – конуса.

Величина выступления стружки над обрабатываемой поверхностью h_c зависит от ее длины (то есть, длины l участка, с которого стружка срезана), переднего угла режущего зерна γ и коэффициента усадки стружки K :

$$h_c = l \cdot K \cos \gamma.$$

Считаем, что мощность W , подаваемая разрядом на вершину стружки распределена равномерно по площади поперечного сечения стружки f .

Тогда за время δt поступит энергия $W \delta t$, и пусть разряд оплавит стружку на величину S , то есть объем расплавленного материала будет $f \delta S$. Имеем: $Q \rho f \delta S = W \delta t$, где Q - количество тепла, требуемого для плавления единицы массы стружки; ρ - плотность материала.

Отсюда получаем уравнение для определения скорости плавления стружки разрядом:

$$\frac{dS}{dt} = \frac{W}{Q \cdot \rho \cdot f}.$$

Расчеты показывают, что срезаемая стружка не успевает подвергнуться расплавлению в верхней своей части, она только частично оплавляется и, приближаясь к связке, пережывает межэлектродный зазор.

Анализ обработанной поверхности показывает, что после алмазно-искрового шлифования на ней наблюдаются микролунки, величина которых возрастает с увеличением энергии импульсов. Однако количество их на несколько порядков меньше, чем общее количество электрических импульсов, подаваемых в зону шлифования, т.е. на обработанную поверхность оказывает воздействие только небольшая часть разрядов. Это связано с тем, что основная часть разрядов воспринимается стружками, где межэлектродный зазор имеет наименьшую величину.

Микролунки на поверхности стали при действии единичного импульса в свободном межэлектродном промежутке имеют следующие размеры: глубина – 0,001 - 0,025 мм, диаметр – 0,1 – 0,75 мм (при энергии импульсов 0,001 – 0,1 Дж и длительности 3 – 40 мкс).

При алмазно-искровом шлифовании с теми же характеристиками импульсов микролунки на поверхности изделия получают в несколько

раз меньше за счет шунтирующего и экранизирующего действия стружки, находящейся в зоне обработки. Шероховатость поверхности в условиях действия разрядов получается почти такой же, как при работе «острым» кругом и характер влияния на нее основных факторов (режимов, зернистости алмазов и др.) в основном сохраняется. Кроме непосредственного действия, разряды оказывают также косвенное влияние на механизм формирования обработанной поверхности, усиливая тепловой фактор, в связи с чем в поверхностном слое возникают остаточные напряжения сжатия, меньшие по величине, чем при обычном алмазном шлифовании «острым» кругом. Следует отметить, что при работе в оптимальном режиме общее количество тепла в зоне резания может быть снижено за счет постоянной остроты инструмента, большой высоты выступания зерен и, главное, за счет устранения контакта связки с металлом. При этом алмазно-искровое шлифование обеспечивает лучшее качество обработки по основным показателям, чем обычное алмазное.

Опыты показали, что алмазные зерна, как диэлектрики, не испытывают непосредственного действия разрядов, но испытывают их косвенное влияние. При том, если зерно попадает под эпицентр разряда, то оно может приобретать новые поверхностные свойства. Это связано с термическими, термомеханическими, термо- и плазмохимическими воздействиями. Поверхность зерна приобретает ступенчатую структуру с фрагментами размером до 10 мкм, которые можно рассматривать как дополнительные режущие кромки (улучшение режущей способности). Существенное (заметное) влияние разряда на зерно имеет место при энергии импульса $> 0,1$ Дж.

Благодаря действию разрядов на зерна и связку инструмента в процессе шлифования, его рабочая поверхность очищается от наростов и налипов [2]. Под действием электрических разрядов поверхностный слой связки приобретает изменения и характеризуется сжимающими напряжениями и повышенными механическими свойствами, способствующими лучшему удержанию зерен в связке. Толщина измененного слоя, в ряду других условий, режимов и параметров, наиболее существенно зависит от энергии импульсов.

Под действием разрядов поверхность связки приобретает значительную шероховатость с высотой микронеровностей, соизмеримой с высотой зерен (для мелкозернистых кругов), что повышает возможность лучшего проникновения смазочной жидкости на участки контакта связки со стружкой и обрабатываемым металлом.

Опыты показали, что состав связки существенно влияет на электроэрозионную стойкость; при этом различия существенно возрастают с увеличением энергии импульсов [3]. Сравнительными исследованиями действия разряда в различных жидкостях установлено, что в водных раство-

рах разряд образует примерно на 20 % меньшие по объему лунки, чем в диэлектриках (керосин, масло с электропроводностью $10^{-14} \text{ Ом}^{-1} \cdot \text{см}^{-1}$).

Зависимость объема лунки от энергии импульсов
для различных типов связок

Связка	Объем лунки, $\times 10^{-5} \text{ мм}^3$				
	Энергия импульса, мДж				
	300	200	150	100	50
МО13	298	150	105	67	30
МВ1	197	125	91	58	26
М1	110	73	53	34	17
МС3	92	60	44	29	14
М50	25	17	12	8	4

Установлено, что есть оптимальное значение межэлектродного зазора, при котором (для импульса данной характеристики) получает наибольший объем лунки. Это важно учитывать в связи с различным выступанием зерен при разной зернистости.

При этом характерно, что в диэлектриках объем лунки имеет максимальные значения в довольно узком диапазоне межэлектродных зазоров, а в водных растворах (слаботокопроводных) этот диапазон расширяется в сторону повышенных зазоров. Съем (объем лунки) в водных растворах оказывается больше, чем в диэлектриках ($> 16\text{-}20 \text{ мкм}$).

Установлено, что на поверхности связки формируется измененный слой несколько повышенной твердости; более ровный и однородный слой получается у связок простого состава – М1, М50. Аналогичные изменения происходят и в кругах с иными связками. Следовательно, при правильном сочетании состава связки и условий электроалмазного шлифования можно добиться более прочного удержания алмазных зерен и повышения режущей способности инструмента.

Дополнительная энергия и степень действия электрических разрядов в зоне шлифования влияют на скорость удаления поверхностных слоев связки, на обновление режущей поверхности круга. Линейная радиальная скорость съема связки V_c должна быть увязана со скоростью износа вершин зерен, т.е. со средними значениями скорости их размерного износа в радиальном направлении V_{uz} . При этом могут иметь место три характерных рабочих ситуации:

- 1) скорость износа зерен меньше скорости съема связки $V_{uz} < V_c$;
- 2) скорость износа зерен равна скорости съема связки $V_{uz} = V_c$;
- 3) скорость износа зерен больше скорости объема связки $V_{uz} > V_c$.

В первом случае поверхность круга постоянно обновляется и обладает хорошей режущей способностью, но при повышенном расходе алма-

зов. В третьем случае обновление режущей поверхности недостаточно. По мере работы инструмента высота выступания зерен из связки уменьшается, вплоть до полного затупления и засаливания круга.

Во втором случае высота выступания зерен постоянно поддерживается на определенном уровне, статистические характеристики параметров рельефа изменяются незначительно, стабильно сохраняется высокая режущая способность круга при умеренном его износе. Условие равенства скорости износа режущих зерен и скорости съема связки, определяющее целесообразные условия эксплуатации инструмента, может быть положено в основу расчета необходимой и дополнительной энергии при шлифовании.

В условиях действия электрических разрядов в тонких приповерхностных слоях сопротивление резанию дополнительно снижается ввиду локального нагрева, интенсификации электролитического водородного охрупчивания и собственно эрозионных микроразрушений. При этом вероятность электрического контакта со связкой для более длинных стружек выше; будучи одновременно более тонкими, они в больших объемах “взрываются” в межэлектродном зазоре, частично испаряясь, частично оплавляясь и овализируясь, а также механически разрушаясь, что в целом минимизирует заполнение межзеренного пространства продуктами диспергирования обрабатываемого материала. Следовательно, электрические разряды, действующие в зоне шлифования, и сопровождающие их электроэрозионные эффекты и явления благоприятно влияют на процесс обработки. Обеспечивается постоянное поддержание высокой режущей способности шлифовального круга при увеличенном выступании зерен, ликвидируются наросты и налипсы на связке и зернах, инструмент не испытывает затупления, его стойкость повышается в десятки раз.

В зоне обработки действуют электрогидродинамические эффекты и высокочастотные ультразвуковые колебания, вызываемые разрядами и способствующие лучшему проникновению смазочно-охлаждающей жидкости в зону микрорезания и трения, что облегчается также развитым рельефным строением режущей поверхности инструмента. Интенсифицируется охрупчивающее действие СОЖ, в том числе за счет наводораживания поверхности обрабатываемого металла в связи с электрическими процессами в слабопроводящей жидкой среде и выделением водорода на катоде (детали). Облегчает процесс микрорезания алмазными зернами. Устраняется контакт связки круга с обрабатываемым материалом, уменьшаются силы микрорезания и трения. Улучшается качество обработанной поверхности. Появляется возможность автоматизации процесса шлифования и целесообразного воздействия на процесс обработки на основе диагностирования зоны шлифования путем контроля электроэрозионных эффектов и электрических параметров.

Таким образом, в работе дан анализ и расчет параметров электроэрозионных процессов при комбинированном шлифовании. В дальнейших исследованиях необходимо провести более глубокие экспериментальные исследования процесса электроэрозии при шлифовании.

Список литературы

1. Набока Е.В. Прогрессивные технологии процесса шлифования алмазными кругами. Вестник инженерной академии Украины, - Харьков, 2000. - С. 295-302.
2. Кобзарь Л.Е., Фадеев В.А., Беззубенко Н.К. Прогрессивное алмазно-искровое шлифование. – Харьков, 1995. – 145 с.
3. Фадеев В.А. Рельеф алмазного круга. Сборник “Резание и инструмент в технологических системах.” – Харьков, ХГПУ, 1997, вып. 51, С. 229-233.

Анотація

Дія ерозійних процесів при комбінованому шліфуванні

При комбінованих методах шліфування виникає можливість доповнення їх, крім звичайного різання – шліфування алмазними зернами, ще і електро-ерозійний вплив на коло і заготовку. Це дає можливість зберегти працездатність кола тривалий час з підтримкою інтенсивного різання і виступання алмазних зерен, виключає контакт зв'язки з матеріалом заготовки.

Abstract

Action of erosion processes at the combined grinding

At the combined methods of grinding there is an opportunity of addition them, besides usual cutting - grinding by diamond grains, also electroerosion influence on a circle and preparation. It enables to keep serviceability of a circle long time with maintenance of intensive cutting and ledge of diamond grains, excludes contact connect with a material of preparation.

ЗМІСТ

Якимов А.В., Новиков Ф.В., Якимов А.А. ТЕМПЕРАТУРНОЕ ПОЛЕ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ТОНКИХ ДЕТАЛЕЙ	3
Новиков Ф. В., Якимов А.В. ШЕРОХОВАТОСТЬ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ОБРА- БОТКИ ПРИ МНОГОПРОХОДНОМ ШЛИФОВАНИИ.....	9
Фадеев В.А., Новиков Ф.В. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПОГРЕШНОСТИ ОБРА- БОТКИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ПО ЖЕСТКОЙ СХЕМЕ.....	15
Жданов А.А., Лосев А.В. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА НАГРЕВА ПО- ВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ТЕРМОИМПУЛЬСНОЙ ОБ- РАБОТКЕ.....	22
Ларшин В.П., Гречиха А.А. АВТОМАТИЗИРОВАННОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ ОПЕРА- ЦИЙ ШЛИФОВАНИЯ С УЧЕТОМ ИМПРЕГНИРОВАНИЯ АБРАЗИВНЫХ КРУГОВ	28
Ларшин В.П., Лищенко Н.В. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ К РАЗРАБОТКЕ СИСТЕМЫ КОМПЬЮТЕРНОЙ ДИАГНОСТИКИ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ РЕЗЬБЫ С ПОЛУКРУГЛЫМ ПРОФИЛЕМ	33
Степанов М.С. ЭКОНОМИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА СИСТЕМЫ ПРИМЕНЕНИЯ СОЖ ПРИ ШЛИФОВАНИИ	39
Ткаченко В.П. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ ТОРЦЕВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЛИТО- ВЫХ УПЛОТНЕНИЙ	44
Новиков Г.В., О МЕХАНИЗМЕ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ РЕЗАНИИ МАТЕРИАЛОВ	51
Карпусь В.Е., Граница В.А. СТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТОВ МНОГОШПИНДЕЛЬНЫХ ГОЛОВОК.....	59
Карпусь В.Е., Абдул Аль Мохсен Али Аламеддин СРАВНЕНИЕ РЕЖИМОВ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ.....	65
Хавін Г. Л. ФІЗИЧНЕ УЯВЛЕННЯ РУЙНУВАННЯ СКЛОПЛАСТИКІВ ПРИ ЇХ МЕХАНІЧНІЙ ОБРОБЦІ	70

Пузько І.Д., Осіпов В. А. АЛГОРИТМ РЕАЛІЗАЦІЇ ВІБРАЦІЙНИХ РЕЖИМІВ В ЗАДАЧАХ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ.....	76
Сизый Ю.А., Погребной Н.А., Волков О.А. ТЕМПЕРАТУРНОЕ ПОЛЕ НА ВХОДЕ И ВЫХОДЕ С ПО- ВЕРХНОСТИ УПРОЧНЯЕМОЙ ТРЕНИЕМ	84
Сизый Ю.А., Кулик Г.Г. НАГРЕВ ДИСКА-ИНСТРУМЕНТА ФРИКЦИОННОЙ РАЗРЕЗКИ	94
Якимов А. А., Новиков Ф. В., Якимова О. А., Дмитриева С. Ю. ТЕПЛОВЫЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ ШЛИФОВАНИИ С ОХЛА- ЖДЕНИЕМ	103
Якимов А.А., Новиков Ф.В., Дмитриева С.Ю., Кулик В.П. ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ ШЛИФОВАНИИ КРУГАМИ СО СПИРАЛЬНЫМИ КАНАВКАМИ НА ПЕРИФЕРИИ.....	114
Колодяжный А.В., Вакуленко К.В., Чернобрышко М.В. ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ КО- АКСИАЛЬНЫХ ЦИЛИНДРОВ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ.....	120
Милешкин М.Б., Библик И.В. АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ИСХОДНОЙ ДЕФЕКТНОСТИ НА ХА- РАКТЕР РАЗРУШЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧЕК ИЗ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ	126
Библик И.В., Милешкин М.Б. ПРИМЕНЕНИЕ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ДЛЯ ОЦЕНКИ ПРОЧНОСТНОЙ НАДЕЖНОСТИ РАЗЛИЧ- НЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ	131
Сметанкина Н.В., Свет Е.В., Шупиков А.Н. ЗАДАЧА ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ МНОГОСЛОЙНЫХ ПЛА- СТИН СЛОЖНОЙ ФОРМЫ	136
Горбатюк Н.В. ИССЛЕДОВАНИЕ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ОБЪЕМНОЙ ГИДРОМЕХАНИЧЕСКОЙ ПЕРЕДАЧИ С ПЕРЕМЕННОЙ СТРУКТУРОЙ НА ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ	141
Горбатюк Н.В. КОМПЬЮТЕРНЫЙ АНАЛИЗ БЕЗОТКАЗНОСТИ ГИДРО- МЕХАНИЧЕСКОЙ ЧАСТИ САУ ГТД.....	147
Шатохин В. М. ОБ УСТРАНЕНИИ СУБГАРМОНИЧЕСКИХ РЕЗОНАНСОВ В МАШИННОМ АГРЕГАТЕ С ДВУХВАЛЬНЫМ ТРАНС-	

ПОРТНЫМ ДИЗЕЛЕМ.....	153
Кириченко А.Ф., Павлов А.И., Чайка Э.Г. КОМПЬЮТЕРНОЕ ПОСТРОЕНИЕ ЭВОЛЮТНОГО ЗАЦЕП- ЛЕНИЯ.....	160
Ромашов Ю.В. ИНТЕГРАЛЬНЫЕ ОЦЕНКИ ПРИБЛИЖЕННЫХ РЕШЕНИЙ ЗАДАЧ УПРУГОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ТЕЛ С НАЧАЛЬ- НЫМИ ДЕФОРМАЦИЯМИ.....	164
Петков А.А. ВНЕЗАПНЫЕ ОТКАЗЫ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ БЛОКОВ РАЗРЯДНОЙ ЦЕПИ ГЕНЕРАТОРА ИМПУЛЬСОВ ТОКА.....	169
Савченко Н.Ф. РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ УПРАВЛЕНИЯ ВНЕШНЕЙ НАГРУЗКОЙ ПРИ ИМПУЛЬСНОЙ ШТАМПОВКЕ КРУПНО- ГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ.....	173
Савченко Н.Ф. ИЗГОТОВЛЕНИЕ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ ЕМ- КОСТЕЙ И РЕЗЕРВУАРОВ.....	179
Погребной Н. А., Шевченко С. М., Ткаченко В. П., Дитиненко С. А. КАЧЕСТВО ОБРАБОТКИ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ НА ОСНО- ВЕ КАРБИДА ВОЛЬФРАМА ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФО- ВАНИИ.....	183
Панасюк Н.О. РОЗВИТОК АКЦІОНЕРНОЇ ВЛАСНОСТІ ПРАЦІВНИКІВ, ЯК ЕФЕКТИВНЕ ЗАЛУЧЕННЯ ЇХ ДО УЧАСТІ В УПРАВЛІННІ АКЦІОНЕРНИМ ТОВАРИСТВОМ.....	191
Кривошапка Ю.Н. ЭКОНОМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ОПТИМАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ.....	197
Новикова Л.В. РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ.....	202
Савченко Н.Н. ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ НОВЫХ ТЕХНОЛОГИЙ С УЧЕТОМ ТЕМПОВ РОСТА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ И КАЧЕСТВА.....	207
Свиргун О.А. ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК РЕЗИНОВЫХ ПОД- ШИПНИКОВ.....	211
Браташевський О.Ю., Горбачова Л.В., Полякова А.Г., По- льотов В.А. ПОЛОЖЕННЯ КРИТИЧНОЇ ТОЧКИ A_{C1} ПІСЛЯ ХОЛОДНОЇ	

ПРОКАТКИ СТАЛІ 25	215
Марьян Г.Ф. ИССЛЕДОВАНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ПРИ ВОССТАНОВЛЕНИИ ДЕТАЛЕЙ СЕЛЬСКО- ХОЗЯЙСТВЕННОЙ ТЕХНИКИ.....	220
Шкурупий Ю.В. АНАЛИЗ РАБОТЫ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ПРЕДПРИ- ЯТИЙ ХАРЬКОВСКОЙ ОБЛАСТИ.....	225
Шелковой А.Н. ОРГАНИЗАЦИОННО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ПРОЕКТИ- РОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ СИСТЕМ НА ОСНОВЕ ИМИТАЦИОННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ.....	229
Пермяков А.А., Фадеев А.В. О КОМПОЗИЦИОННОМ ПРОЕКТИРОВАНИИ УСТА- НОВОЧНО-ЗАЖИМНЫХ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ АГРЕГАТ- НЫХ СТАНКОВ	235
Набока Е.В. ДЕЙСТВИЕ ЭРОЗИОННЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ КОМБИНИРОВАННОМ ШЛИФОВАНИИ	243