

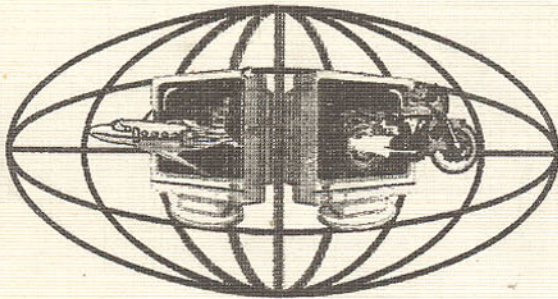


**ДОНЕЦКИЙ
НАЦИОНАЛЬНЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ

**Международный
сборник научных трудов**

ВЫПУСК 24



ДОНЕЦК - 2003

**ДОНЕЦКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

**ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И
СИСТЕМЫ МАШИНОСТРОЕНИЯ**

**Международный
сборник научных трудов**

Выпуск 24

ДОНЕЦК - 2003

ББК К5я54
УДК 621.01(06)

Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2003. Вып. 24. – 178 с.

ISBN 966-7907-07-4

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

В данном сборнике публикуются ученые и ведущие специалисты из Украины, стран ближнего и дальнего зарубежья. Предназначен для научно-технических работников, ИТР и специалистов в области машиностроения.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Минасв А.А. (председатель, Украина), Михайлов А.Н. (зам. председателя, Украина), Ищенко А.Л. (секретарь, Украина), Бутенко В.И. (Россия), Бухач А. (Польша), Горобец И.А. (Украина), Калафатова Л.П. (Украина), Керекеш Т. (Румыния), Лукичев А.В. (Украина), Малышко И.А. (Украина), Матюха П.Г. (Украина), Мизин Б.М. (Украина), Навка И.П. (Украина), Нечепая В.Г. (Украина), Новиков Н.В. (Украина), Параскив Д. (Румыния), Прутяну О. (Румыния), Седуш В.Я. (Украина), Семенченко А.К. (Украина), Скидан И.А. (Украина), Суслов А.Г. (Россия), Тока А. (Молдова), Шевченко Ф.Л. (Украина).

Публикуется по решению Ученого Совета Донецкого национального технического университета (протокол № 2 от 28.03.2003 г.).

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонНТУ, кафедра ТМ.
Тел.: (062) 305-01-04, факс: (062) 305-01-04
E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua
http://donntu.edu.ua

ISBN 966-7907-07-4

© Донецкий национальный
технический университет, 2003 г.

ТЕХНОЛОГИЯ И МЕТОДИКА ИЗГОТОВЛЕНИЯ И СБОРКИ МНОГОСЕКЦИОННЫХ ШАХТНЫХ НАСОСОВ ГОРИЗОНТАЛЬНОЙ И ВЕРТИКАЛЬНОЙ КОМПОНОВКИ МАЛОЙ ВИБРОНАГРУЖЕННОСТИ

Алиев Н. А., Бондарь Ю. В., Исаев А. Е.

(ДонНТУ, НИИГМ имени М.М. Федорова, г. Донецк, Украина)

The technique of a choice of the criterion determining the order and structure of technological assembly of multisection mine centrifugal pumps is resulted. It is proved, that the determining factor at assembly of pumps with the minimal vibrating loading is product of residual weight of the driving wheel on size of vibrating displacement.

Одним из направлений увеличения долговечности шахтных многосекционных насосов горизонтального (ЦНС, ЦНСШ, НСШ) и вертикального (ЭЦВ, Tornado) типов является разработка и внедрение технологии модульно-шагового метода изготовления рабочих колес, в том числе и штампованных [1].

Сущность предложенного метода заключается в разделении рабочих колес на модули. В пределах каждого модуля определены операции (шаги), которые позволяют увязать их с параметрами или рабочими характеристиками, необходимыми для функционирования агрегата: скоростями входа и выхода потока жидкости с лопаток, углами поворота лопаток, числом лопаток, конфигурацией профиля проточной части, шириной выходного канала в меридиальном сечении колеса и т. д. При этом применение модульно-шагового метода позволяет свести к минимуму последствия технологического несовершенства при производстве рабочих колес, изготовленных известными способами [2]. К основным технологическим недостаткам производства колес, влияющим на вибронгруженность насосного агрегата, а соответственно и его надежность, следует отнести нижеследующее:

- большие отклонения по шагу и профилю межлопаточного объема как в одном колесе, так и у колес в пределах одной партии, увеличивающих гидродинамическую вибронгруженность насоса на лопаточной частоте;
- межлопаточную огранку, волнистость по выходному каналу из рабочего колеса, эксцентриситет горловины относительно технологической базы;
- большие радиальные и торцевые биения поверхностей как коренного, так и покрывного дисков, вызывающие петлеобразное движение колес в запазушных пространствах направляющих аппаратов, рост динамики и дисковых трений, дополнительные потери в машине. Кроме того, этот фактор увеличивает вероятность контакта вращающегося колеса с непод-

вижными деталями — корпусом и направляющим аппаратом и способствует разрушению их;

- допуск на посадочное отверстие колеса на вал, увеличивающий монтажный эксцентриситет колеса и, как следствие этого, повышенную вибрацию на оборотной частоте вала;

- разномассовость колес: даже в пределах одной плавки наблюдается разброс по весу колес в пределах 1,2...2,5 кг (для штампованных колес разброс по весу не превышает 0,3...0,4 кг).

Сбалансированные, но отличающиеся по весу колеса, собранные на вал многосекционной машины будут вызывать повышенную вибрацию и вибронпряженность агрегата на оборотной частоте.

Отсюда ясно, что основным направлением создания надежных, долговечных насосных агрегатов с малой вибронгруженностью, является разработка и внедрение методики изготовления высокоточных рабочих колес насосов, включающей балансировку, организацию предсборочной подготовки и завершающей технологической операции — сборки насосного агрегата.

Анализ размерных и весовых показателей рабочих колес, изготовленных производителями с различным уровнем технологичности, показывает [2]:

- наименьшие дисбалансные массы наблюдаются у колес, штампованного исполнения. Дисбаланс масс для рабочих колес ЦНС 300 такого исполнения не превышает 30 грамм на радиусе $R=185,5$ мм, по которому проводится удаление масс (не более 5565 г·мм);

- наибольшее значение удаленных дисбалансных масс у стальных литых рабочих колес. В некоторых случаях выборка для ликвидации дисбаланса достигает 220÷230 гр (40810...42665 г·мм).

При сборке, как заключительной технологической операции при применении модульной технологии [3], предусматривается переход на синфазную схему сборки вместо традиционной селективной. Это связано с переходом от статической балансировки к динамической, и соответственно уменьшению остаточного дисбаланса колес. Для осуществления динамической балансировки рабочих колес в НИИГМ имени М. М. Федорова спроектирован и изготовлен стенд рамного типа (рис. 1), укрепленный на жестком монолитном фундаменте. В конструкцию стенда входят: неподвижная рама 1; приводной электродвигатель 16; подпружиненная подвижная рама 2, с установленным на ней узлом крепления рабочих колес насосов; ограждения вращающихся частей. Крутящий момент на рабочее колесо от электродвигателя передается клиноременной передачей.

К неподвижной раме 1 прикреплена подвижная рама 2 при помощи плоских пружин 13 и 14. Такой тип подвески (так называемая мягкая под-

веска) обеспечивает чувствительность к дисбалансам деталей.

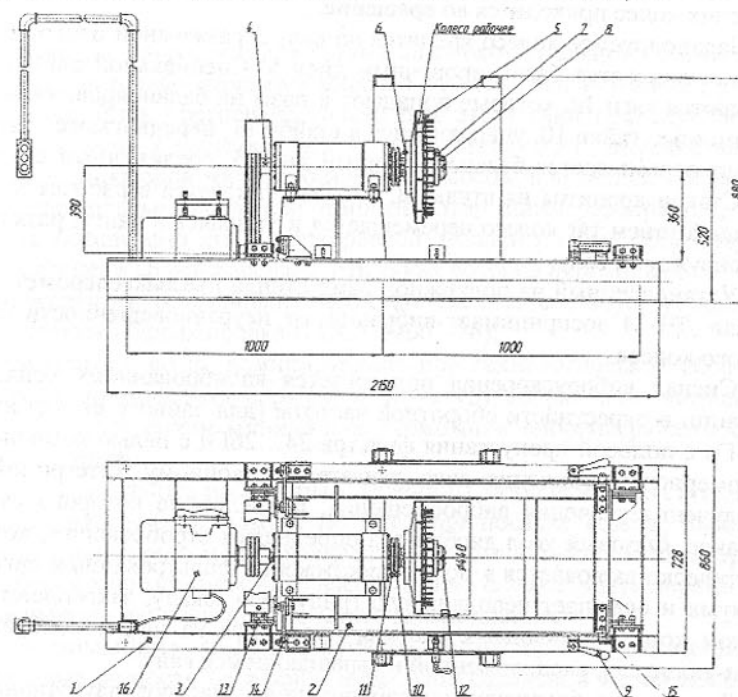


Рис. 1. Стенд для динамической балансировки

Со стороны приводного двигателя 16 плоские пружины установлены перпендикулярно оси вращения, что позволяет раме иметь положение, не зависящее от натяжения приводных ремней. Со стороны узла крепления рабочих колес плоские подвесные пружины установлены параллельно оси вращения рабочего колеса, что обеспечивает чувствительность стенда к колебаниям в горизонтальной плоскости.

В случае значительных дисбалансов рабочих колес могут возникать колебания большой амплитуды. Для предотвращения этого на подвижной раме со стороны рабочего колеса установлены дополнительные плоские пружины 15, вступающие в работу при зажатии их эксцентриковыми кулачками 9 к неподвижной раме 1.

Начальные пуски при балансировке желательно проводить при максимальной жесткости пружинной подвески. По мере того, как уменьшается величина вибраций после балансировки, жесткость пружинной подвески целесообразно уменьшать.

С противоположной стороны от балансируемого колеса на вал на-

саживается шкив 4. С помощью клиноременной передачи вал узла крепления рабочих колес приводится во вращение.

Балансируемое колесо крепится на валу 3 разжимной цангой 6 и на него устанавливается балансируемый диск 5. Специальной шайбой поворачиваются тяги 12, которые попадают в пазы на балансирующем диске. С помощью гайки 10, упирающейся в шайбу 11, передвигаются тяги 12, которыми перемещается балансируемый диск 5, соединенный со стаканом 7. Стакан крепится на втулке 8, которая упирается в рабочее колесо. Под воздействием тяг колесо перемещается и упираясь в цангу, разжимает ее, фиксируясь на валу.

Установленный на подвижной раме стенда пьезоакселерометр типа ДН-3 или ДН-14 воспринимает вибрацию от неуравновешенности балансируемого колеса.

Сигнал виброускорения подвергается калиброванному усилению, фильтрации в окрестности оборотной частоты (для данного стенда на частоте 25 Гц с полосой пропускания фильтра 24...26 Гц с целью компенсации неравномерности вращения вала двигателя), двойному интегрированию для получения значения вибросмещения, по величине которого судят о дисбалансе. Фазовый угол дисбаланса определяют стробоскопом, который автоматически включается в момент достижения фильтрованным сигналом максимума и освещает неподвижную градусную шкалу, закрепленную на защитном кожухе приводных шкивов, проецируя на шкалу изображение стрелки-указателя, расположенной на вращающемся валу.

Технология балансировки рабочих колес насосов двухэтапная. На первом этапе производится грубая балансировка на ножках с использованием силы тяжести, однако неустраняемое трение контактирующих пар препятствует достижению необходимой точности уравнивания. На втором этапе, на вышеописанном стенде производится одноплоскостная динамическая балансировка на эксплуатационных оборотах, причём величина и угловое положение подлежащей удалению дисбалансной массы корректируются до достижения остаточного среднеквадратичного значения вибросмещения не более 5 мкм, обусловленного чувствительностью стенда.

Таким образом, поэтапная балансировка способствует уменьшению распределённого дисбаланса рабочих колес центробежных насосов.

Из вышесказанного следует, что вибронгруженность многосекционного насоса связана с выполнением предсборочной подготовки рабочих колес и вытекающей из нее методики самой сборки, как завершающей технологической операции.

Под предсборочной подготовкой следует понимать выбор рабочих колес по технологическому исполнению, выбор методов балансировки и

их реализация в зависимости от технических требований к насосу агрегату.

Известно также, что для организации окончательной сборки многосекционных насосных агрегатов высокое качество балансировки роторов в сборе может быть обеспечено только при отсутствии последующего демонтажа деталей, в частности колес. Вследствие этого, высокое качество балансировки роторов многосекционных насосов, при общей сборке которых, предварительно сбалансированный ротор вновь разбирается, не может быть обеспечено лишь маркировкой деталей ротора. Для получения высокой степени сбалансированности таких роторов необходимо:

- обеспечить остаточный дисбаланс колеса, соответствующий 4-му классу точности балансировки (ГОСТ 22061-76);

- выделить фактор, доминирующий при технологической сборке, позволяющий организовать порядок и структуру сборки как завершающей операции с получением минимально возможной вибронгруженности насосного агрегата;

- дополнительные параметры – величины зазоров по межступенчатым щелевым уплотнениям, зазоры по валу при посадке колеса, выполняют вспомогательную роль и корректируются по доминирующему фактору;

- сборку многосекционного насоса нужно осуществлять парами колес, с противофазно направленными остаточными дисбалансами.

В дальнейшем за доминирующий фактор при сборке приняты положительные разности балансной меры. Под балансной мерой понимается произведение массы колеса после балансировки на остаточное вибросмещение, полученное в результате балансировки на стенде в динамическом режиме.

В таблице 1 частично приведены результаты балансировки колес центробежных насосов, по полным данным которых строятся гистограммы распределения масс рабочих колес насосов (см. рис. 2 и 3), причём число k разрядов гистограммы определяется по формуле: $k = 1 + 3.2 * \lg(n)$, округляемое до ближайшего целого, где n – число колес, а “вес” разряда гистограммы равен разности максимальной и минимальной масс колес, делённой на число разрядов k .

Гистограммы на рисунках 2 и 3 идентифицируют различные технологии производства колес по весовому показателю. Так для штампованных колес этот показатель имеет одномодальную функцию распределения с небольшим разбросом, а для литых чугунных – двухвершинную со значительным разбросом. Таким образом, даже однофакторный гистограммный анализ позволяет сравнивать различные технологии производства рабочих колес, но не может служить критерием, определяющим порядок сборки насоса.

Для нумерованных отбалансированных колёс вычисляется балансная мера – произведение остаточной массы на достигнутое остаточное среднеквадратическое вибро смещение и образуется множество размерностью $n \cdot (n - 1) / 2$, (где n - число колёс) всех возможных положительных разностей балансных мер для которого проводится гистограммный анализ подобный вышеописанному. Такие гистограммы разностей балансных мер представлены на рисунках 4 и 5.

Таблица 1 - Результаты балансировки колес центробежных насосов

№	Масса колеса P_0 , кг	Начальная вибрация A_0 , СКЗ, мкм	Удаляемая масса $P_{уд.}$, кг	%, от P_0	Конечная вибрация A_1 , СКЗ, мкм	Коеф. Снижения вибрации, раз	Балансная мера $P_0 \cdot A_1$, кг·мкм
Стальные штамповарные колеса							
1	15,72	8,2	0,028	0,178	2,3	3,57	36,16
2	15,76	5,5	0,057	0,362	2,9	1,90	45,70

21	16,00	17,0	0,048	0,300	3,4	5,00	39,13
22	16,20	21,0	0,088	0,543	3,2	6,56	54,40

Чугунные литые колеса							
1	21,5	40	0,078	0,363	8,5	4,71	182,75
2	22,3	80	0,110	0,493	9,5	8,42	211,85

21	23,8	100	0,095	0,399	11,2	8,93	266,56
22	22,6	95	0,125	0,553	10,8	8,80	244,08

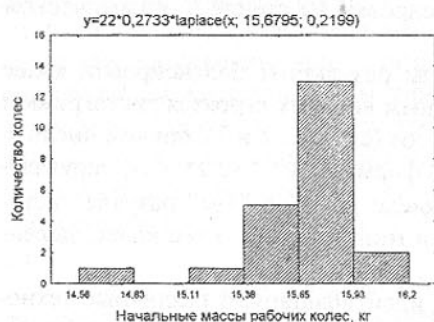


Рис. 2. Гистограмма распределения масс штамповарных рабочих колес насосов ЦНС 300 для партии $n = 22$

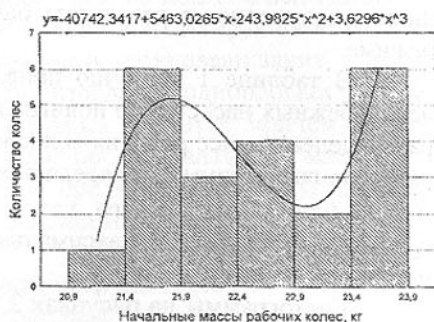


Рис. 3. Гистограмма распределения масс чугунных рабочих колес насосов ЦНС 300 для партии $n = 22$

Положительная разность балансных мер физически реализуется путем монтажа рабочих колёс пары в противофазе по отношению к располо-

жению их шпоночных пазов, уменьшая, таким образом суммарную центробежную силу, вызываемую дисбалансом.

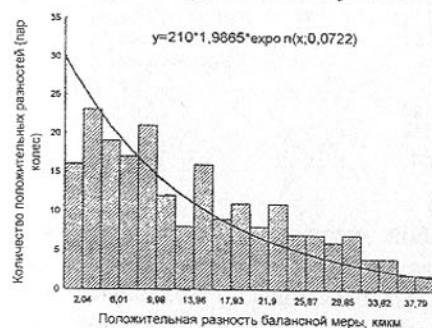


Рис. 4. Гистограмма распределения положительных разностей балансных мер штамповарных колес

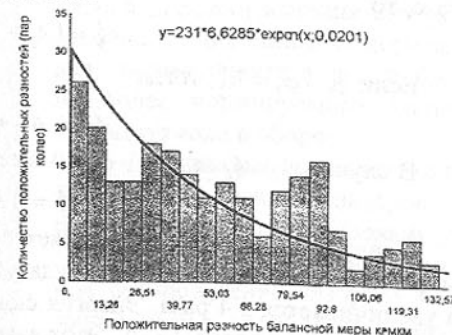


Рис. 5. Гистограмма распределения положительных разностей балансных мер чугунных литых колес

Частота колебаний для системы с n -числом степеней свободы определяется вынуждающей частотой. И, если каждый из элементов системы совершает гармонические колебания, то и сумма этих колебаний также гармонические колебания.

Для пары колес при произвольном расположении фаз для векторов балансных мер, при различных амплитудах перемещения каждого из колес имеем:

$$y = A_1 \cos(\omega t - \varphi_1) + A_2 \cos(\omega t - \varphi_2),$$

где ω – частота колебаний; A_1, A_2 – амплитуды колебаний; φ_1, φ_2 – начальные фазы. После сложения имеем:

$$y = A_3 \cos(\omega t - \varphi_3)$$

Причем амплитуда A_3 и фаза φ_3 этого гармонического колебания определится из соотношений:

$$\begin{cases} A_3 = A_1^2 + A_2^2 + 2A_1A_2 \cos(\varphi_1 - \varphi_2) \\ \operatorname{tg} \varphi_3 = \frac{A_1 \sin \varphi_1 + A_2 \sin \varphi_2}{A_1 \cos \varphi_1 + A_2 \cos \varphi_2} \end{cases}$$

Из первого соотношения видно, что амплитуда A_3 существенным образом зависит от фаз складываемых колебаний.

В частности: если $\varphi_1 - \varphi_2 = 0$, векторы балансных мер совпадают и амплитуда определится их суммой:

$$A_3^2 = (A_1 + A_2)^2.$$

Если $\varphi_1 - \varphi_2 = \pi$ — расположение векторов балансных мер в противофазе, то:

$$A_3^2 = (A_1 - A_2)^2$$

Если $\varphi_1 - \varphi_2 = \pi/2$, тогда

$$A_3^2 = A_1^2 + A_2^2$$

В случае $A_1 = A_2$ при $\varphi_1 - \varphi_2 = 0$ имеем:

$$A_3^2 = 4A_1^2$$

Квадрат амплитуды определяет собой энергию системы. В последнем случае при сложении амплитуда удваивается и, следовательно, энергия увеличивается в 4 раза. Энергия складывается только в том случае, когда сдвиг по фазе равен $\pm\pi/2$. Этот важный факт положен в теоретическое обоснование и практическую реализацию при установке на насосе колес парами и формировании шпоночных пазов в каждом случае в зоне прямо противоположной снимаемой дисбалансной массе. Вследствие этого и формирование шпоночных пазов на валу для каждого колеса производится со сдвигом на $\pm\pi$.



Рис. 6. Компонирование пар штампованных колес для монтажа их на вал

балансных мер (см. рис. 4 или 5) так, что пара колес, имеющая минимальную разность балансных мер помещается в центральной части ротора, а остальные пары колес размещаются симметрично с распределением разности балансных мер близким к параболическому закону (рис. 6, 7).

Пересчет гистограмм (см. рисунок 4 или 5) — обязательное условие после добавления или извлечения хотя бы одного колеса из совокупности, подлежащих монтажу.

Критерием браковки монтируемых пар насосных колес по балансной мере является суммарная центробежная дисбалансная сила, которая не должна превышать 2% веса ротора в сборе.

У секционных насосов секции и колеса на валу собираются последовательно, поэтому для сохранения нормируемого динамического вибро смещения вала, обусловленного зазорами в щелевых уплотнениях, необхо-

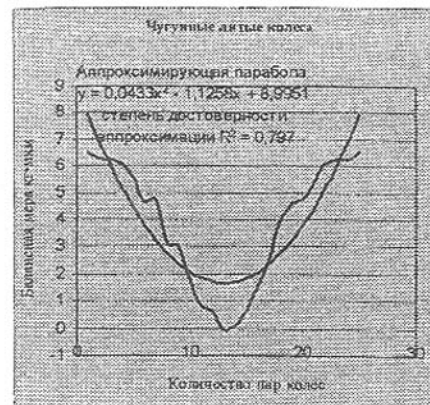


Рис.7. Компонирование пар чугунных литых колес для монтажа их на вал

Поэтому, при использовании предложенных методов предсборочной и сборочной технологии в обязательном порядке должны соблюдаться требования на обработку рабочих колес с одной установки на технологической оснастке и ужесточение допусков по ступице и горловине рабочего колеса.

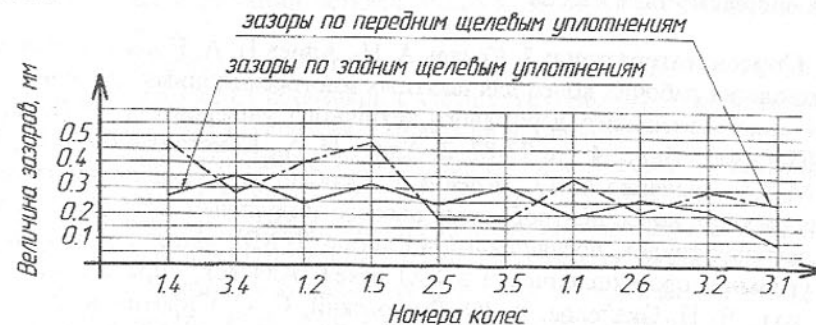


Рис. 8. График распределения зазоров по переднему и заднему межступенным уплотнениям рабочих колес насоса ЦНС 300

Так для насоса ЦНС 300 допустимый монтажный зазор между валом $[\varnothing 100g6_{(-0,012}^{-0,034})]$ и колесом $[\varnothing 100H6_{(+0,022)}]$ составляет 28 мкм, а биение внутреннего кольца подшипника №3618, изготовленного по 4 кл. точности - 5 мкм, следовательно, неустраняемое смещение вала от оси вращения составит 33 мкм. Допустимый эксцентриситет вала в сборе с колесом относительно щелевого уплотнения составит разницу между минимальным за-

димо обеспечить, чтобы сумма монтажных зазоров, радиального биения дорожки качения внутреннего кольца подшипника несущего вал, эксцентриситета колес были не более нормируемого эксцентриситета вала в сборе.

Для выбранных пар колес измерения величины зазоров по передним и задним щелевым уплотнениям показали неравномерное распределение зазоров, величина которых колеблется в пределах $0,03 \div 0,55$ мм, что не соответствует рекомендациям, приведенным в [4]. График распределения зазоров представлен на рисунке 8.

зором в щелевом уплотнении (120 мкм) и неустраняемым смещением вала от оси вращения (33 мкм), т. е. $120-33=87$ мкм. без учета динамики вращения.

Выводы.

1. Анализ, проведенный для различных по технологическому исполнению штамповарных, литых чугунных и стальных рабочих колес многоступенчатых центробежных насосов позволил определить доминирующий фактор, по которому может организовываться выбор пар рабочих колес динамических машин, подвергаемых монтажу – положительная разность балансных мер.

2. Для всех видов технологических исполнений совокупность рабочих колес по результатам динамической балансировки при помощи специального стенда, построены дифференциальные функции распределения положительных разностей балансных мер (гистограммы).

3. Выделенное из минимального разряда гистограммы необходимое число пар рабочих колес монтируется на вале ротора насоса таким образом, чтобы минимальная положительная разностная балансная мера располагалась в миделевой части насоса, а остальные положительные разностные балансные меры других выбранных пар колес располагались симметрично по закону, близкому к параболическому с увеличением в направлении к опорным узлам насоса.

Список литературы: 1. Коваль А. Н., Алиев Н. А. Новые технологии производства рабочих колес для шахтных многосекционных насосов // Наукові праці донецького державного технічного університету. – Донецьк: ДонДТУ, 2001 Вип. 94 – с 77-82. 2. Алиев Н. А., Константинов С. С., Лумей М. Ю., Дудченко А. Ю., Исаев А. Е. Особенности технологии изготовления рабочих колес центробежных насосов модульным методом. // Сборник научных трудов, посвященный 45-летию ДГМИ, «Перспективы развития угольной промышленности в XXI веке» (Алчевск, апрель 2002 года/ Ред. кол.: В. Н. Окалелов, А. Ю. Рутковский, С. С. Сиротин и др. – Алчевск: ДГМИ, 2002. – 207-212 с. 3. Алиев Н. А. Технологическое обоснование методики сборки многосекционных шахтных насосов. // Наукові праці Донецького національного технічного університету // Выпуск 51 Серия : гірничо-електромеханічна. Донецьк -2002р. – с. 3-9. 4. Алиев Н. А. Технологические особенности увеличения ресурса динамических насосов. // Международный сборник научных трудов. Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – Донецк, 2001. Вып. 16 – с. 9-18. 5. Боровиков В. STATISTICA: искусство анализа данных на компьютере. Для профессионалов. – СПб.: Питер, 2001. – 656 с.

Сдано в редакцию 28.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ НАПРАВЛЕНИЯ УВЕЛИЧЕНИЯ РЕСУРСА МАШИН В РЕМОНТНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Бутенко В.И., Гончаренко В.В. (ИПТУ, г. Таганрог, Россия)

An experience of organization and conduction of repair and regulation works at modern machine-building enterprises has been considered here. Main technological directions and orientation in increasing of machines repairment safety and the ways of it's realization also have been described in this work

Известно, что значительную часть издержек машиностроительного производства составляют затраты на технологическое обслуживание и ремонт машин и оборудования. Повышение качества и надежности выпускаемой и ремонтируемой продукции приводит к сокращению количества капитальных ремонтов и затрат на их осуществление; увеличивается ремонтный ресурс и производительность оборудования, экономятся средства в процессе эксплуатации и уменьшается расход запасных частей.

Опыт организации и проведения ремонтных работ в условиях металлургического производства можно определить и классифицировать следующими путями повышения надежности и долговечности машин:

1. Выявление слабых узлов деталей, что связано с анализом факторов, влияющих на долговечность машин в эксплуатации, созданием методик ускоренных испытаний деталей, узлов и конструкций с определением сроков их службы.

2. Улучшение условий работы деталей и узлов машин путем защиты поверхностей трения от абразивных частиц, загрязнений, совершенствования системы смазки, улучшения приработки деталей и др.

3. Совершенствование конструкций, применяемых материалов и технологии изготовления из них деталей путем улучшения компоновки машин, конструкций деталей, оптимизации микро- и макрогеометрии поверхностей, стабилизации формы и размеров, повышения износостойкости поверхностей трения, повышения усталостной и термической стойкости, улучшения качества материалов комплектующих изделий и т.д.

4. Повышение культуры эксплуатации машин и качества их ремонта; в частности, создание и использование методов диагностики технического состояния узлов и деталей, обеспечение технологии ремонта на уровне технологии изготовления машины.

Ремонт машины – это комплекс работ, направленных на поддержание и восстановление исправности и ресурса машин до уровня, близкого к вновь изготовленным. При этом качество выполнения ремонта должно соответствовать требованиям государственных стандартов и другой нормативно-технической документации. Однако в настоящее время в исследова-

ниях, связанных с повышением эффективности ремонтных работ, практически отсутствует системный подход к решению проблемы качества и надежности изделий машиностроения, подвергшихся ремонту.

Целью настоящей статьи является обоснование новых комплексных подходов к проектированию эксплуатационно-технологических процессов, направленных на повышение ресурса машин ремонтном производстве.

В общем случае технологический процесс ремонтного производства намного сложнее соответствующего процесса в машиностроении, так как включает в себя кроме всех элементов машиностроительного производства такие специфические технологические операции ремонтного производства, как приемка машин в ремонт, очистка и мойка сборочных единиц и деталей, контроль и комплектование сборочных единиц и деталей, обкатка и испытание отремонтированной машины. Эти операции должны обеспечивать максимальную сохранность отдельных элементов машин и возможность их дальнейшего использования после восстановления согласно конструкторской и технологической документации.

Правильно выбранный технологический процесс должен обеспечивать размерное восстановление деталей заданной геометрической формы, требуемое качество рабочей поверхности с сохранением или повышением эксплуатационных свойств деталей. Его выбирают на основе проведения технико-экономического сравнения нескольких возможных вариантов ремонта. При этом оценивают прогрессивность технологического процесса (производительность, механизацию и автоматизацию, рациональность использования оборудования, аппаратуры и приспособлений, трудозатраты, получение высокого качества, условия труда, загрязнения окружающей среды); длительность производственного цикла; габаритные размеры и массу производственного оборудования; площадь производственных помещений; потребное число производственного персонала; загрузку оборудования; производительность; количество отходов, расход электроэнергии и материалов; капитальные вложения; себестоимость ремонта; годовой экономический эффект и срок окупаемости капитальных вложений [1]. Сравнивая по этим показателям различные способы ремонта, выбирают оптимальный способ для данного типа деталей.

Важное место в технологическом процессе ремонта машин занимают операции восстановления деталей и обработки металлов резанием. При металлообработке необходимо использовать такие прогрессивные способы резания, как механическая обработка металлов с наложенными напряжениями, абразивная доводка поверхностей деталей текстолитовыми притирами, хонингование методом скользящего контакта, предварительное упрочнение материала или применение комбинирование инструментов [2].

Особую значимость при выполнении ремонтных работ играет назначение режимов резания, которые должны обеспечивать требуемые эксплуатационные показатели качества поверхностного слоя обрабатываемых деталей. Для этого может быть использован металлографический способ назначения оптимальных режимов резания и геометрии заточки инструмента. В основе этого способа лежит установленная зависимость между характеристикой застойной зоны на передней поверхности инструмента Δh и толщиной поверхностного слоя на обработанной поверхности детали ΔH :

$$\Delta h = C_{\Delta} (\Delta H)^u. \quad (1)$$

Связь между режимами резания (V, S, t), параметрами геометрии заточки инструмента ($\varphi, \varphi_1, \gamma$ и т.д.) и характеристикой застойной зоны Δh в общем виде определяется формулами

$$V = C_V \cdot (\Delta h)^x; S = C_S \cdot (\Delta h)^y; \varphi = C_{\varphi} \cdot (\Delta h)^a; \\ \varphi_1 = C_{\varphi_1} \cdot (\Delta h)^b; \gamma = C_{\gamma} \cdot (\Delta h)^c; \text{ и т.д.} \quad (2)$$

Для определения коэффициентов C_{Δ}, C_V, C_S и т.д. и показателей степеней u, x, y, a, b, c и т.д. составлены специальные номограммы [3].

Широкое применение в ремонтном производстве могут найти различные виды отделочно-упрочняющей обработки. Оптимизацию режимов отделочно-упрочняющей обработки рекомендуется осуществлять по величине показателя поверхностной дислокационной насыщенности (ПДН) K_p [2], что особенно важно, так как величина ПДН K_p при поверхностной пластической деформации может колебаться в достаточно широком диапазоне в зависимости от физико-механических свойств обрабатываемого материала, режимов обработки и применяемой смазки. В результате экспериментальных исследований получена эмпирическая зависимость ПДН K_p от режимов обкатки поверхностей деталей шариками или роликами, исходя из которой могут быть определены оптимальные режимы поверхностной пластической деформации, обеспечивающие минимальную для принятых условий эксплуатации скорость изнашивания деталей:

$$K_p = C_K \cdot r_{ин}^a \cdot P^b \cdot S_{np}^c (1 + \ln m) \cdot K; \quad (3)$$

где C_K – коэффициент, характеризующий склонность обрабатываемого материала к охрупчиванию и принимаемый равным 3,25–3,80 для сталей с преимущественной объемноцентрированной кубической кристаллической решеткой, и 3,70–4,25 для сталей с преимущественной граноцентрированной кубической кристаллической решеткой;

$r_{ин}$ – радиус шарика или радиус рабочего профиля ролика;

P – усилие, прилагаемое шариком или роликом к обрабатываемой поверхности детали;

S_{np} – продольная подача инструмента при поверхностной пластической деформации;

K – коэффициент, зависящий от применяемой смазки при обработке: $K=1$ без смазки, при смазке маслом индустриальном И-20А ГОСТ 20799-75 $K=0,6$;

a, b, c – показатели степеней, применяемые для сталей с $\rho_{исх}$ до 10^9 см^{-2} соответственно 0,45; 1,0; 0,25;

m – число проходов упрочняющего инструмента.

Исходя из результатов выполненных исследований релаксационной стойкости дислокационной структуры материала и влияния ее на износостойкость и прочность детали [2–4], составлена укрупненная схема взаимосвязей и взаимовлияний различных факторов (рис. 1), учет которых необходим при разработке технологических направлений обеспечения надежности деталей и изделий в машиностроении и увеличения ресурса машин в ремонтном производстве.

Весьма перспективным направлением увеличения ресурса машин в ремонтном производстве является проектирование эксплуатационно-технологических процессов, включающих следующие основные этапы:

- составление эксплуатационной ведомости детали, в которой должны быть определены условия эксплуатации ее в машине, вид преобладающего износа поверхностей, скорость скольжения и давления трущихся поверхностей, величина нагрузки, характер смазки, режим работы, вид движения сопряженных деталей и другие данные;
- определение срока службы изделия и вероятности безотказной работы его узлов;
- установление определяющего фактора в увеличении ресурса ремонтируемой машины;
- составление планов механической обработки каждой поверхности ремонтируемой детали или узла машины;
- составление эффективного технологического процесса механической обработки ремонтируемой детали;
- расчет оптимальных режимов обработки детали в соответствии с требуемыми показателями качества поверхностного слоя;
- проверка разработанного технологического процесса в производственных условиях путем проведения эксплуатационных испытаний и его уточнение;
- уточнение условий эксплуатации детали или узла, разработка рекомендаций по эксплуатационному обеспечению ресурса машины;
- составление карты регламентных работ, технических обслуживаний и ремонтов детали с указанием конкретных видов технических и эксплуата-

ционных работ и сроков их проведения;

- составление карты фактического состояния детали, узла, машины и их ресурса.



Рис. 1. Укрупненная схема взаимосвязей и взаимовлияний факторов на обеспечение ресурса деталей при их ремонте

Рассмотренные технологические направления увеличения ресурса машин свидетельствует о необходимости разработки системного подхода к решению проблемы качества и надежности изделий машиностроения. Практическая реализация системы качества обрабатываемых и ремонтируемых деталей позволит повысить долговечность машин в 1,5–1,6 раза и обеспечить вероятность безотказной работы 0,92–0,95.

Список литературы: 1. Качество машин: Справочник: в 2-х томах. Т. 2 /А.Г. Сулов, Ю.В. Гуляев, А.М. Дальский и др. – М.: Машиностроение, 1995. – 430с. 2. Бутенко В.И. Формирование и изнашивание поверхностного слоя детали. – Таганрог: Изд-во ТРТУ, 1999. – 193с. 3. Чистяков А.В., Бутенко В.И. Обеспечение качественных эксплуатационных показателей поверхностного слоя деталей при механообработке. – Новочеркасск: Изд-во НГТУ, 1997. – 207с. 4. Бутенко В.И. Нелинейность процессов при обработке металлов резанием. – Таганрог: Изд-во ТРТУ, 2001. – 224с.

Сдано в редакцию 17.01.2003
Рекомендовано д.т.н., проф. Калафатова Л.П.

АНАЛИЗ ОБЪЕМНЫХ МОДЕЛЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СБОРОЧНЫХ МАШИН ДЛЯ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Водолазская Н.В., Чернышев Е.А. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

In a packet MathCAD the calculation of technological space held by assembly rotor, multi-layered and rotor-multi-layered machines is executed. The charts of relation of volumes of designs of assembly machines to value of radius of a block tool are shown. Ground of charts is drawn a conclusion, that the rotor-multi-layered machine allows to economise technological space.

При разработке пространственной компоновки большинства сложно структурированных технических объектов, к которым в полной мере может быть отнесена роторно-многоярусная машина для сборки резьбовых соединений, возникают существенные трудности как в математическом описании сложных объемных компоновочных частей и самой компоновки в целом, так и в поиске методов рационального размещения этих частей в пространстве [1]. Построение формальной модели такой задачи требует декомпозиции и упрощений. Настоятельная необходимость количественной оценки качества компоновок технологических систем на ранних этапах проектирования требует разработки и использования методов численного анализа компоновок, например, путем сравнения производственных объемов, которые занимают роторная [2, 3], многоярусная [4] и роторно-многоярусная машины.

Технологическое пространство, занимаемое сборочной машиной, характеризуется объемом ее компоновки [5]. В данном случае был выбран объем куба, в который «вписаны» все составные части сборочной машины.

Для упрощения вычислений были введены некоторые допущения. Радиус технологического ротора принят равным радиусу транспортного ротора, объем инструментального блока считался постоянным для всех трех компоновок сборочных машин, высота инструментального блока $- h_6$, а радиус $- r_6$. В свою очередь предполагалось, что высота сборочного блока находится в следующей зависимости от его радиуса $h_6 = 10 \cdot r_6$. Объем параллелепипеда определялся по известной формуле $V = L \cdot B \cdot H$.

Таким образом, главной задачей при расчете объема технологического пространства, занимаемого роторной сборочной машиной, является поиск величин L , B , H , которые можно определить через радиус роторов и схему расположения инструментальных блоков.

Особенностью сборки резьбовых соединений на многоярусной машине является расположение технологических и транспортных роторов ярусами и горизонтальное расположение инструментального блока [4]. Эти

отличия приводят к изменению габаритных размеров компоновки. Параметры L и B имеют одинаковые значения, зависящие от высоты инструментального блока h_6 и размеров лотков-магазинов, по которым осуществляется перемещения деталей и узлов от яруса к ярусу.

При формировании длины L и ширины B компоновки определяющим является размер h_6 , поэтому все остальные составляющие выражены как часть высоты инструментального блока h_6 . Полные расчеты объема технологического пространства, занимаемое сборочной многоярусной машиной для резьбовых соединений выполнены на основе принципов математического моделирования путем создания программного файла в пакете MathCAD.

Модель компоновки роторно-многоярусной сборочной машины для резьбового соединения представлена на рисунке 1.

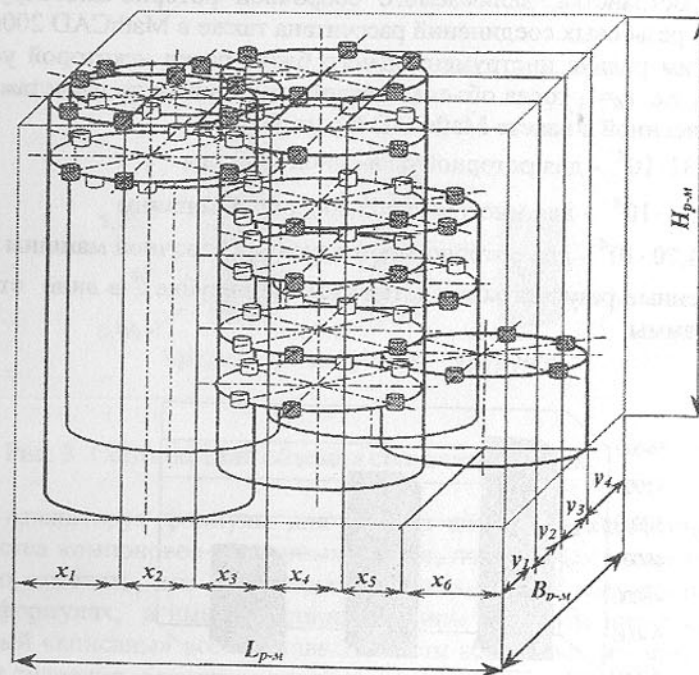


Рис. 1. Модель компоновки роторно-многоярусной сборочной машины для резьбового соединения

С целью сравнения объемов, занимаемых данной машиной, и машинами, представленными в предыдущих вариантах, был проведен анализ их объемных моделей, поскольку усовершенствование конструкции роторно-многоярусной машины, путем изменения расположения технологических и транспортных роторов, а также инструментальных блоков должно приводить к сокращению объема производственного пространства.

Необходимо отметить, что расположение транспортных роторов в конструкции роторно-многоярусной машины, как указано на рисунке 1, позволяет значительно сократить такие габаритные размеры как L и B . Цепь их составляющих, по сравнению с роторной машиной теперь гораздо короче. А высота роторно-многоярусной машины состоит из высоты трех ярусов, высоты привода и некоторой дополнительной величины, учитывающей конструктивные особенности машины. Величина объема технологического пространства, занимаемого сборочной роторно-многоярусной машиной для резьбовых соединений рассчитана также в MathCAD 2000.

Допустим радиус инструментального блока равен некоторой условной единице, т.е. $r_6=1$, тогда объемы каждой компоновки по расчетам программы, написанной в пакете MathCAD будут равны:

$$V_p = 5,31 \cdot 10^4 \text{ - для роторной сборочной машины}$$

$$V_m = 5,11 \cdot 10^4 \text{ - для многоярусной сборочной машины}$$

$$V_{pm} = 4,70 \cdot 10^4 \text{ - для роторно-многоярусной сборочной машины}$$

Полученные результаты представлены на рисунке 2 в виде ступенчатой диаграммы.

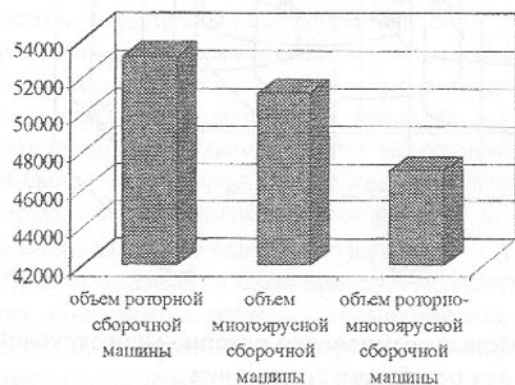


Рис. 2. Объемы компоновок сборочных машин при $r_6=1$

Соотношение объемов сборочных машин будет иметь вид

$$a = \frac{V_p(r)}{V_{pm}(r)} \quad b = \frac{V_m(r)}{V_{pm}(r)} \quad c = \frac{V_p(r)}{V_m(r)}$$

Расчеты произведены в пакете MathCAD и для $r_6=1$ эти величины будут следующими: $a=1,13$, $b=1,089$ и $c=1,038$. Это означает, что объем компоновки роторной сборочной машины в 1,13 раз больше чем объем компоновки роторно-многоярусной сборочной машины, в свою очередь объем компоновки многоярусной сборочной машины больше чем объем компоновки роторно-многоярусной сборочной машины в 1,089 раз и объем компоновки роторной сборочной машины больше чем объем компоновки многоярусной сборочной машины в 1,038 раз (рисунок 3).

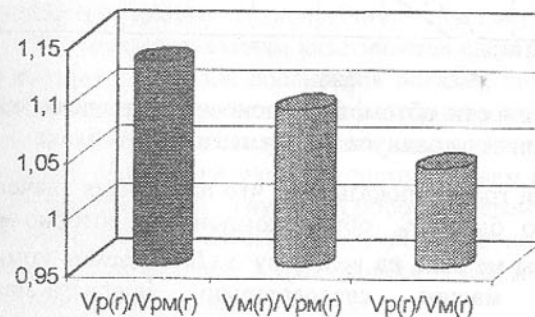


Рис. 3. Соотношение объемов сборочных машин

Анализируя формулы для расчета объемов технологического пространства компоновок сборочных машин, полученных в пакете MathCAD, можно отметить, что при принятых соотношениях всех составляющих в этих формулах, а именно, длины, ширины и высоты параллелепипеда, в который «вписаны» все составные части сборочных машин, объем зависит от значения величины радиуса инструментального блока r_6 . Кривые, изображенные на рисунке 4, позволяют исследовать зависимость объемов каждой сборочной машины от величины радиуса инструментального блока r_6 .

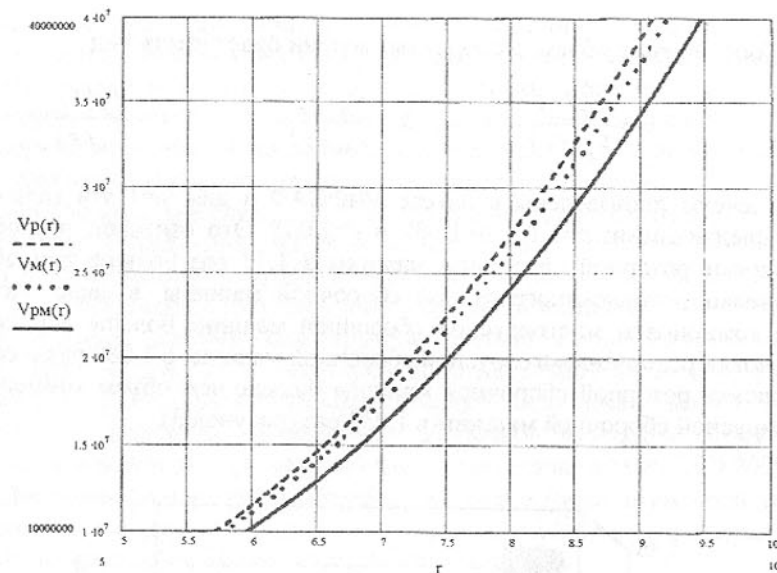


Рис.4. Зависимости объемов компонентов сборочных машин от величины радиуса инструментального блока

Приведенный график показывает, что при любых значениях радиуса инструментального блока r_b , объем компоновки роторно-многоярусной сборочной машины меньше на величину $x \cdot 10^7$ объемов компоновки других сборочных машин, следовательно, предлагаемая роторно-многоярусная машина позволяет экономить технологическое пространство и является менее материалоемкой, по сравнению с аналогичными машинами.

Список литературы: 1. Михайлов А. Н. Основы синтеза поточно-пространственных технологических систем непрерывного действия. - Донецк, 2002. - 379с. 2. Кошкин Л.Н. Комплексная автоматизация на базе роторных линий. Изд-во 2-е, перераб. и доп. - М.: Машиностроение, 1972 - 351 с. 3. Клузов И.А. Технологические системы роторных машин. — М.: Машиностроение, 1976 — 231 с. 4. Шерешевский Н. И. Анализ и синтез многоярусной сборки. — М.: Машиностроение, 1971. — 248с. 5. Пермяков А. А. Выбор вариантов компоновки агрегатного станка на основе комплексного показателя компактности. //Вестник ХПГУ – Харьков: ХПГУ, 2002. – Вып.118. – С. 28-30.

Сдано в редакцию 20.01.2003
Рекомендовано д.т.н., проф. Шевченко Ф.Л.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ НА ШОРСТКІСТЬ ПОВЕРХНІ ПРИ ТЕРМОМЕХАНІЧНОМУ ОБРОБЛЕННІ СТАЛЕВИМИ ЩІТКАМИ

Гавриш О.А. (ГП НТЦ АСО, м. Київ, Україна)

The results of experimental investigations of thermal mechanical treatment process by tools with flexible business elements have been.

Перелік факторів, які впливають на якісні показники зформованої поверхні виробу, що підлягала процесу очисно-зміцнюючої обробки інструментами з гнучкими робочими елементами (ГРЕ), згідно апріорної інформації літературних джерел [1, 2, 3, 4] в більшості своїй встановлювався на основі їх незалежностей, детермінованості і визначеної експериментами значимості. Рекомендовані фактори є прийнятливими для суто механічного поверхневого контактування, але не задовольняють всіх вимог факторних впливів, характерних даному технологічному процесу термомеханічного оброблення (ТМО) із застосуванням властивостей електричного струму.

Аналіз виконаних раніше досліджень показав, що вони не повністю відображають вплив всіх технологічних факторів на якість обробленої поверхні, особливо це стосується комплексної взаємодії цих факторів.

Актуальність цієї роботи зростає з застосуванням електричного струму при обробці інструментом з гнучкими робочими елементами.

Метою даної роботи є комплексне дослідження впливу всіх факторів, як теплового так і динамічного, з урахуванням їх взаємодії на формування поверхневого шару оброблюваної поверхні.

У процесі поверхневої оздоблювально-зміцнюючої обробки (ПОЗО) ТМО, розглядаючи вплив на формування поверхневого шару як кожного з основних факторів (теплового і динамічного) зокрема, так і в їх комплексній взаємодії, обов'язково враховувались загальні наступні фактори: колова швидкість інструменту $V_{ш}$, натяг ГРЕ, загальна кількість секцій C і окремо струмопровідних C_1 . До цієї групи факторів слід віднести і один з геометричних параметрів інструменту – ширину робочої поверхні B , адже кількість одночасно контактуючих ГРЕ впливає на густину струму j , яка в свою чергу пов'язана з силою струму I і, відповідно, з температурою стовпа електродуги в зоні її плями

$$I = jBdk_3 = 0,13 jBd,$$

де d – діаметр одиничного ГРЕ струмопровідної секції;

$k_3 \approx 0,13$ – коефіцієнт заповнення секції ГРЕ [5].

Для процесу механічного контактування важливим параметром є шорсткість одиничного ГРЕ, значення якого визначається згідно

$$C' = \frac{\pi d^2}{84} \cdot \frac{E}{l^3}$$

Для ефективнішого і зручнішого проведення експериментальних досліджень та ґрунтуючись висновками попередніх експериментів, для секцій очищування приймаємо ГРЕ одного сталого діаметру – $d = 0,8$ мм з пружинного дроту II класу (ГОСТ 9389-60) із матеріалу – сталь 65Г (ГОСТ 1542-71), варіюючи лише довжиною вільного вильоту l , що досягається шляхом виготовлення кількох типорозмірів інструменту.

В якості зразків, які підлягали ПОЗО, застосовували матеріали, що широко використовуються в промисловості як для послідуочого механічного оброблення, так і для виготовлення сортового прокату: сталь звичайної якості Ст3пс (ГОСТ 380-88); вуглецеві якісні сталі Сталь 20 і Сталь 45 (ГОСТ 1050-88); вуглецеву інструментальну сталь У8 (ГОСТ 1435-74); конструкційну хромисту сталь 40Х (ГОСТ 4543-71); сірий чавун СЧ 18 (ГОСТ 1412-85).

Всі підібрані для дослідів зразки мали різну за товщиною окалину і були покриті шарами атмосферної і хемічної корозії у вигляді іржі, що досягалась за рахунок прискореного окислювання поверхні під впливом вологи, розчинів солей та хемреактивів. Крім того, в якості зразків використовувались виливки, покриті шаром литтєвого пригару.

У процесі проведення експериментальних досліджень враховувались напрями взаємодії робочих елементів інструменту з поверхнею виробу, що досягалась встановленням і закріпленням зразків на універсальному вертикально-фрезерувальному верстаті мод. 6Р82 та горизонтально-фрезерувальному верстаті мод. 6Н81Г з широкими діапазонами частот обертання шпінделя ($n=31,5...1800$ хв⁻¹) та горизонтальними подачами ($S=35...2900$ мм/хв).

Геометричні характеристики якості після ПОЗО ТМО зовнішніх поверхонь призматичних заготовок досліджувались на профілографі-профілометрі типу АІ мод. 252, а внутрішні циліндричні поверхні – профілометром «TELYROND-3», згідно рекомендацій та вимог ГОСТу 19299-73 та ГОСТу 19300-73.

З метою одержання найбільше наближеної до дійсної картини впливу технологічних параметрів процесу ТМО та конструктивних різновидностей інструментів на шорсткість поверхневого шару основного металу, проведення експериментальних досліджень здійснюється згідно моделі, побудованої у вигляді поліномів другої степені, оскільки, по-перше, цікавим є не надто широка область зміни параметрів; по-друге, наявність звичайних помилок при визначенні більшості параметрів виходу (точність приладів, помилки відтворення тощо) згладжує функцію; по-третє, в даний час відомо дуже мало процесів, які вимагають для свого описування функ-

ції, що відповідали б поліномам більш високого степеню. Крім того, поблизу екстремума, як правило, поверхня відклику має значну кривизну і не може бути адекватно описана неповним квадратним рівнянням навіть у дуже вузькій області. В таких випадках, керуючись загальною ідеєю крокового експерименту, рекомендується спробувати описувати поверхню відклику повним рівнянням другого степеню [6].

Поліном другої степені матиме наступний вигляд:

$$Y = b'_0 + \sum_{1 \leq i \leq k} b_i X_i + \sum_{1 \leq i < j \leq k} b_{ij} X_i X_j + \sum_{1 \leq i \leq k} b_{ii} (X_i^2 - \varphi)$$

Для проведення експерименту згідно наведеної методики необхідно, щоб кожен з факторів варіював не менше ніж на трьох рівнях.

Основні фактори техпроцесу ПОЗО та рівні їх варіювання наведені у табл.1.

Таблиця 1 - Рівні варіювання параметрами процесу ТМО

№ п/п	Характеристики факторів	Рівні варіювання			Інтервал варіювання
		верхній	середній	нижній	
1	Колова швидкість інструменту $V_{ш}$, м/с	20,1	13,825	7,55	6,275
2	Подача інструменту (деталі) S , м/с	$1,33 \cdot 10^{-3}$	$8,733 \cdot 10^{-3}$	$4,166 \cdot 10^{-3}$	$4,576 \cdot 10^{-3}$
3	Натяг ГРЕ H_H , м	$4,5 \cdot 10^{-3}$	$2,75 \cdot 10^{-3}$	$1,0 \cdot 10^{-3}$	$1,75 \cdot 10^{-3}$
4	Ширина робочої поверхні інструменту B , м	$7,0 \cdot 10^{-2}$	$5,5 \cdot 10^{-2}$	$4,0 \cdot 10^{-2}$	$1,5 \cdot 10^{-2}$
5	Кількість секцій з ГРЕ C^* , шт	12	8	4	4
6	Довжина вільного вильоту ГРЕ l , м	$6,5 \cdot 10^{-2}$	$4,75 \cdot 10^{-2}$	$3,0 \cdot 10^{-2}$	$1,75 \cdot 10^{-2}$
7	Сила електроструму I , А	126	78	30	48
8	Товщина шару корозії h_k , м	$1,5 \cdot 10^{-3}$	$8,5 \cdot 10^{-4}$	$2,0 \cdot 10^{-4}$	$6,4 \cdot 10^{-4}$

* Кількість струмопровідних секцій $C/2$.

Дослідження впливу технологічних параметрів процесу поверхневої ТМО та геометричних розмірів інструменту на середнєарифметичне відхилення мікропрофілю проводилось за умови переміщення металевого зразка у попутному та зустрічному напрямках відносно напрямку обертання інструменту. Порядок проведення експериментів ґрунтувався на основі наведеної вище теорії планування багатфакторних досліджень. А результат встановлювався згідно наступної емпіричної залежності

$$R_a = a_{1(2)}^{(I)} \cdot V_{ш}^{a_{V_{ш}(2)}^{(I)}} \cdot B^{a_{B(2)}^{(I)}} \cdot H_H^{a_{H_H(2)}^{(I)}} \cdot C^{a_{C(2)}^{(I)}} \cdot I^{a_{I(2)}^{(I)}} \cdot S^{a_{S(2)}^{(I)}} \cdot l^{a_{l(2)}^{(I)}} \cdot h_k^{a_{h_k(2)}^{(I)}}$$

де індекси (I) і (2) відповідають вимірюваній величині R_a за умови зустрічного і попутного переміщення у процесі оброблення, а індекси (') та (") вказують на поздовжній та поперечний напрямів проведення замірів шорсткості поверхні.

Значення показників степені та постійних коефіцієнтів для різних ма-

рок металів наведені у табл. 2, а рівень впливу технологічних режимів оброблення, геометричних параметрів інструменту та товщини шару корозії на показники R_a графічно зображені на рис. 1 – 4.

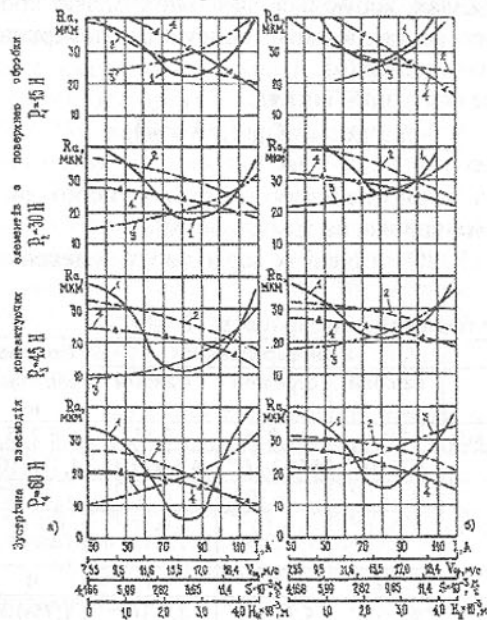


Рис. 1. Залежність шорсткості поверхні заготовки з сталі 45 від технологічних режимів ТМО при початковому значенні поверхні основного металу $R_a = 50$ мкм, виміряних у поперечному R_a^{\perp} (а) та поздовжньому R_a^{\parallel} (б) напрямках

реєстрації зміни напруги, що виникає у схемі півмоста динамометра. Зовнішні прикладені ГРЕ зусилля пружно деформують опорні елементи приладу, реєструючись тензодатчиками. Схеми півмоста доповнюються постійними резисторами, величини опорів яких відрізняються на $\pm 0,2$ Ом від значень опорів тензодатчиків [7].

Енергоживлення наведеної електричної схеми здійснюється за допомогою підсилювача з робочою напругою в 6,3 В. Зміни напруги здійснювались трансформатором з наступним передаванням на підсилювач. Остаточне настроювальне балансування мосту здійснювалось суміжним регулюванням резисторами 470 Ом та 33 кОм.

У всіх проведених експериментах залишились незмінними:

- зовнішній діаметр інструменту – $D=2R=0,32$ м;
- діаметр ГРЕ секцій очищення – $d=0,8 \cdot 10^{-3}$ м;
- напруга електроструму в мережі – $U=80$ В.

Процес ТМО проводився за умови заздалегідь встановленого зусилля P контактної взаємодії ГРЕ інструменту з поверхнею зразка за допомогою динамометра мод. УДМ-600, закріпленого на технологічному обладнанні і з метою реєстрації та надійності вимірювання результатів під'єданого до модернізованого самописного приладу мод. ДСР-1, що з'єднувався з кожним вихідним каналом динамометра [7].

Модернізація приладів полягала у безпосередньому використанні їх підсилювачів і кінематичних механізмів для

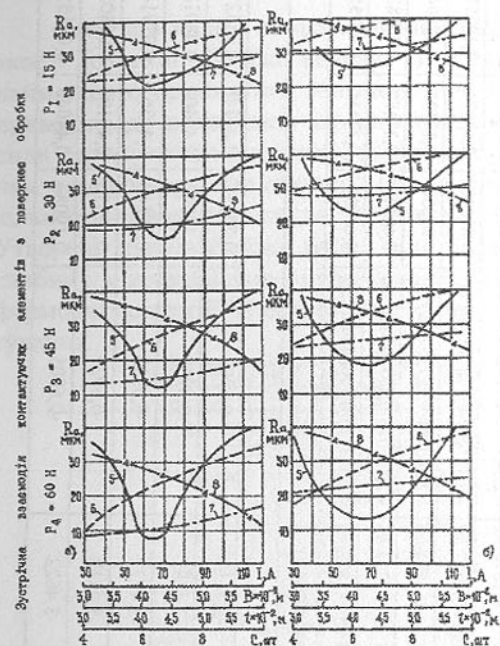


Рис. 2. Залежність шорсткості поверхні заготовки з сталі 45 від конструктивних параметрів ДСЦ при початковому значенні поверхні основного металу $R_a = 50$ мкм, виміряних у поперечному R_a^{\perp} (а) та поздовжньому R_a^{\parallel} (б) напрямках

контактуванням ГРЕ ДСЦ різко зростає (рис. 3) за рахунок хаотично розташованих кратероподібних лунок, утворених електродуговими розрядами на виході ГРЕ струмопровідних секцій з контакту із поверхнею, яка перед тим була вже остаточно оброблена дуговим розрядом і механічним контактуванням ГРЕ секцій очищення. Будь-які зміни технологічних режимів процесу лише сприяють зростанню величини показника R_a , що наочно відображено на рис. 3.

У разі необхідності здійснення лише очищення поверхні готового виробу або литої заготовки від продуктів корозії і підготовки її для надійного зчеплення з шаром антикорозійного покриття слід забезпечити дану поверхню потрібним показником шорсткості R_a .

З метою одержання універсальних емпіричних залежностей після оброблення результатів вимірювання дійсні величини складових зусиль проводились до одиниці ширини робочої поверхні дискової сталеві щітки (ДСЦ) і встановлення складових питомих зусиль процесу ТМО:

$$G_Z = P_Z / B;$$

$$G_Y = P_Y / B,$$

P_X і P_Y – відповідно, горизонтальна та вертикальна складові дійсного результуючого зусилля; G_X і G_Y – питомі зусилля оброблення; B – ширина робочої контактуючої поверхні ДСЦ.

Аналіз одержаних результатів вказав, що загальна висота мікропрофілю поверхні внаслідок ПОЗО ТМО в значній степені залежить від напрямку переміщення ГРЕ інструменту відносно дослідного зразка. За умови попутної обробки показник шорсткості R_a (у порівнянні із зустрічним

Таблиця 2. Показники степенів та коефіцієнти залежностей впливу технологічних параметрів і конструктивних особливостей інструменту процесу поверхневого ТМО на шорсткість поверхні основного металу

Напрямок вимірювання і матеріал	$a_{I(2)}^{(v)}$	$a_{V(2)}^{(v)}$	$a_{H(2)}^{(v)}$	Зустрічне оброблення			
				$a_{C(2)}^{(v)}$	$a_{I(2)}^{(v)}$	$a_{S(2)}^{(v)}$	$a_{h(2)}^{(v)}$
Повздовній діль:							
Ст 3пс	$5,921078 \cdot 10^8$	-0,50341	0,40215-0,0811922- <i>lnl</i>	1,8839-0,0421- <i>lnl</i>	-0,877536-0,072786- <i>lnl</i>	0,79022	0,04293
Сталь 20	$5,863829 \cdot 10^8$	-0,49072	0,39447-0,0869507- <i>lnl</i>	1,8607-0,0418- <i>lnl</i>	-0,872090-0,069244- <i>lnl</i>	0,78866	0,03974
Сталь 45	$5,712269 \cdot 10^8$	-0,48128	0,38895-0,0897982- <i>lnl</i>	1,8528-0,0411- <i>lnl</i>	-0,867425-0,061408- <i>lnl</i>	0,77168	0,03747
Сталь У8	$5,694057 \cdot 10^8$	-0,47019	0,37226-0,0904558- <i>lnl</i>	1,8309-0,0408- <i>lnl</i>	-0,858800-0,064077- <i>lnl</i>	0,76256	0,03708
Сталь 40Х	$5,642819 \cdot 10^8$	-0,46446	0,37028-0,0888281- <i>lnl</i>	1,8264-0,0395- <i>lnl</i>	-0,857737-0,065027- <i>lnl</i>	0,76088	0,03617
Поперечний діль:							
Ст 3пс	$8,230266 \cdot 10^6$	-0,27147	0,42884-0,270269- <i>lnl</i>	0,82215	-2,349506-0,199288- <i>lnl</i>	0,63927	0,19524
Сталь 20	$8,221726 \cdot 10^6$	-0,26766	0,41038-0,278712- <i>lnl</i>	0,81604	-2,343407-0,198225- <i>lnl</i>	0,63240	0,19057
Сталь 45	$8,218092 \cdot 10^6$	-0,26245	0,40067-0,282246- <i>lnl</i>	0,80876	-2,340724-0,197757- <i>lnl</i>	0,63035	0,18804
Сталь У8	$8,214307 \cdot 10^6$	-0,26117	0,39284-0,286855- <i>lnl</i>	0,79296	-2,339096-0,197106- <i>lnl</i>	0,62878	0,18783
Сталь 40Х	$8,214118 \cdot 10^6$	-0,26064	0,38892-0,288023- <i>lnl</i>	0,78767	-2,337227-0,196844- <i>lnl</i>	0,62697	0,18755
Попутне оброблення							
Повздовній діль:							
Ст 3пс	$6,121737 \cdot 10^5$	-0,77146	-0,82504-0,0226- <i>lnl</i>	0,12294	-3,4813	0,20517	0,08327
Сталь 20	$6,120898 \cdot 10^5$	-0,76788	-0,82424-0,0237- <i>lnl</i>	0,12042	-3,4787	0,10703	0,08018
Сталь 45	$6,120266 \cdot 10^5$	-0,76482	-0,82129-0,0188- <i>lnl</i>	0,11719	-3,4727	0,19584	0,07914
Сталь У8	$6,118027 \cdot 10^5$	-0,76220	-0,82067-0,0199- <i>lnl</i>	0,11618	-3,4718	0,19316	0,07808
Сталь 40Х	$6,200148 \cdot 10^5$	-0,74047	-0,81788-0,0172- <i>lnl</i>	0,11153	-3,4622	0,19084	0,07555

Суттєвий вплив на формування мікрогеометричних показників шорсткості поверхні обробки виявляє сила електроструму I , зростання якої від найменшого прийнятого значення ($I = 30$ А) до величини $I = (60...80)$ А приводить до зменшення середніх показників R_a . З наступним збільшенням сили струму показники шорсткості зростають, що пояснюється підвищенням температури електродугового розряду [8] і, відповідно збільшенням кількості випарюваного та виплавленого металу в зоні дугового сліду. Утворені лунки своїми розмірами переважають максимальнодопустиму глибину в поверхневому шарі основного металу, яку спроможні остаточно формозмінювати ГРЕ секцій очищування у процесі їх динамічного контактування.

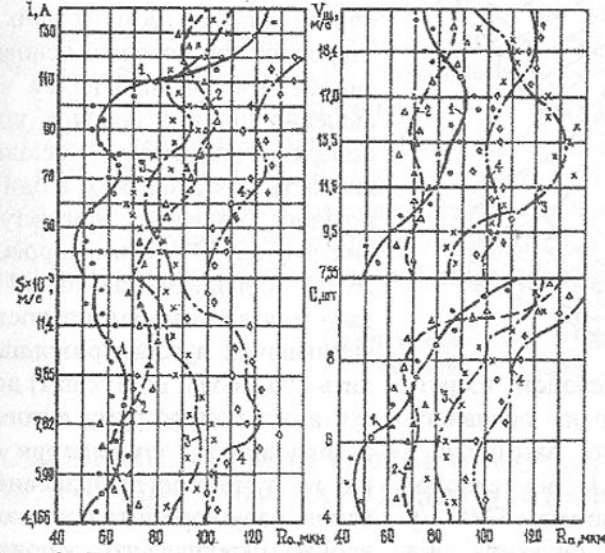


Рис. 3. Вплив технологічних режимів ТМО на показники шорсткості R_a при попутній взаємодії контактуючих елементів за умови початкового значення поверхні основного металу: 1) $R_a = 50$ мкм; 2) $R_a = 70$ мкм; 3) $R_a = 85$ мкм; 4) $R_a = 100$ мкм

Діапазон розсіювання сили струму, при якому шорсткість поверхні є найменшою, пояснюється характеристиками теплопровідності різних марок сталей. Так згідно аналізу результатів експериментів необхідна сила електроструму для одержання найменшого значення R_a становить, наприклад, для сталі Ст3сп – (68...70) А за умови наступних значень коефіцієнтів теплопровідності матеріалу $\lambda=37,3$ Вт/(м $^{\circ}$ С) та його температуропровідності $a=0,073 \cdot 10^4$ м 2 /с [9]; для Сталі 20 – (70...73) А при $\lambda=38,5$ Вт/(м $^{\circ}$ С) та $a=0,076 \cdot 10^4$ м 2 /с; для Сталі 45 – (76...78) А - $\lambda=40,2$ Вт/(м $^{\circ}$ С) та $a=0,08$.

$10^4 \text{ м}^2/\text{с}$; для сталі У8 – (64...66) А - $\lambda=34,7 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot^\circ\text{C})$ та $a=0,071\cdot 10^4 \text{ м}^2/\text{с}$; для сталі 40Х – (62...65) А - $\lambda=33,9 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot^\circ\text{C})$ та $a=0,067\cdot 10^4 \text{ м}^2/\text{с}$.

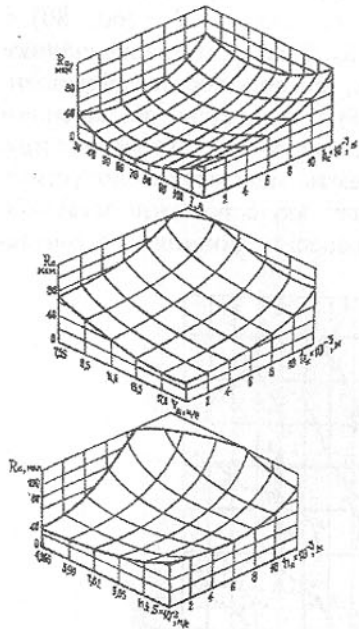


Рис. 4. Залежність шорсткості поверхні основного металу литої заготовки з чавуну СЧ 18 від технологічних режимів ТМО у процесі очищення від литтєвого пригару

На основі виконаних досліджень можливо зробити такі висновки.

Позитивний вплив на зменшення показника шорсткості R_a чинять зростання швидкості обертання інструменту $V_{ц}$ та величина натягу його ГРЕ відносно поверхні оброблення. Збільшення подачі приводить до зростання середнєарифметичних відхилень геометричних показників мікропрофілю поверхні основного металу виробу. Аналогічний вплив чинить і збільшення ширини робочої (контактуючої) поверхні інструменту, оскільки зростає кількість розташованих в один ряд і, відповідно, одночасно контактуючих робочих торців ГРЕ струмопровідних секцій ДСЦ. Збільшення кількості ГРЕ супроводжується зростанням кількості одночасно виникаючих дугових розрядів, що приводить (за умови, що $I=\text{const}$) до зменшення густини електроструму дугового розряду, а, відповідно, і температури стовпа дуги, що не зумовлює до цілковитого зруйнування шару корозії та початкового формування мікропрофілю основної поверхні металу, зменшуючи тим самим ефективність процесу ПОЗО ТМО.

Аналітично встановлені згідно залежності [10] показники шорсткості поверхні при співставленні (за умови застосування однакових технологічних режимів обробки та конструктивних характеристик інструменту) з експериментально визначеними результатами мали відносну похибку, рівну $\delta_{Ra} = 14,6 \%$, що свідчить про можливість практичного застосування запропонованої методики математичного прогнозування показників однієї з якісних характеристик поверхневого шару матеріалу виробу, що підлягає процесу ТМО ДСЦ.

Список літератури: 1. Папшев Д.Д., Кургузов Ю.И. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием.

М., Машиностроение, 1978, 152 с. 2. Перепичка Е.В. Очистно-упрочняющая обработка изделий щетками. М., Машиностроение, 1989, 136 с. 3. Кургузов Ю.И., Папшев Д.Д. Технологическое обеспечение качества поверхности при упрочнении механическими щетками. Вестник машиностроения, № 4, 1986, с. 54 – 56. 4. Киричок П.О., Гавриш А.П., Мельничук П.П. Підвищення надійності деталей машин поверхневим пластичним деформуванням. Вид. Житомир. інж.-технол. ін-ту, Житомир, 2001, 516 с. 5. Гавриш А.П., Киричок П.О., Підберезний М.П. Зміцнення поверхонь деталей машин та механізмів. Київ, Наукова думка, 1995, 173 с. 6. Налимов В.В., Чернова М.А. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов. М., Машиностроение, 1965, 168 с. 7. Гавриш О.А., Солдатенко Л.А., Гавриш А.П. Тепловые явления при абразивной обработке. Вестн. Национ. техн. ун-та «Киевский политехн. ин-т», № 33, 1998, 54 – 65 с. 8. Мазель А.Г. Технологические свойства электросварочной дуги. М., Машиностроение, 1969, 178 с. 9. Физико-химические свойства окислов. Справочник (под ред. Самсонова Г.М.), М., Металлургия, 1969, 455 с. 10. Гавриш О.А. Дослідження теплового і динамічного впливу робочих елементів дискових сталевих щіток на поверхню оброблення деталей. Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Вид. Донбас. Машинобуд. Акад., м. Краматорськ, № 4, 2002, 97 – 101 с.

Сдано в редакцию 21.01.2003
Рекомендовано д.т.н., проф. Малышко И.А.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТОПОГРАФИИ ПОВЕРХНОСТИ ОБРАБАТЫВАЕМЫХ ЗАГОТОВОК ИЗ КАМНЯ

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

The surface layer of article from a rock has macro and micro irregularities, microfissure. This defective layer of a stuff should be determined and is removed. The construction of the measuring instrument is designed, which one will allow to define topography of a surface of a worked stock.

Современная строительная индустрия в настоящее время является потребителем изделий из природного и синтетического камня. К таким материалам относятся гранит, базальт, габбро, керамический гранит, поделочные камни и т.д. Такие материалы либо добываются в Украине [1], либо импортируются из других стран. Одним из способов обработки этих материалов является шлифование и последующее полирование [2]. Однако поверхность заготовки камня после предварительной обработки (порезке на мерные плиты) имеет неровности поверхности, связанные не только с ще-

роховатостью (где отношение шага неровности S к высоте $-H$ менее 50), но и с волнистостью ($S/H \in [50 \dots 1000]$) и макрогеометрией ($S/H > 1000$) формы поверхности (выпуклостью, вогнутостью средней части и т.д.). Величина и характер изменения неровностей обрабатываемой поверхности заготовки оказывает влияние не только на динамические характеристики процесса последующей обработки (шлифования, лощения, полирования), интенсивность износа дорогостоящего режущего инструмента, выбор параметров и режимов обработки (скорости резания, подачи, припуска на обработку и т.п.), но и на производительность, себестоимость обработки и качество обработанной поверхности материала. Особенностью формирования величины снимаемого хрупкого и хрупко-пластического слоя материала из камня является и появление при обработке дефектного слоя, состоящего из микротрещин поверхности материала [3,4].

Целью работы является выявление условий съема и уточнение величины припуска на обработку, разработка схемы измерений и методики постановки эксперимента по исследованию топографии поверхности заготовки из камня.

Для достижения заданных показателей качества поверхности изделия из камня – волнистости, шероховатости, макрогеометрии, трещиноватости при условии достижения максимальной производительности, необходимо определить минимальное количество проходов обработки абразивным инструментом. Для этого при послыном (последовательном или параллельно-последовательном [5]) снятии материала методом «вложения» [2] необходимо выполнение условия съема хрупко-пластического материала (1).

$$\left\{ \begin{array}{l} \delta_1 = (R_{MAXp} + \Delta_{\Sigma p} + h_p) - (R_{MAX1} + \Delta_{\Sigma 1} + h_1), \\ \delta_2 = (R_{MAX1} + \Delta_{\Sigma 1} + h_1) - (R_{MAX2} + \Delta_{\Sigma 2} + h_2), \\ \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \\ \delta_k = (R_{MAX(k-1)} + \Delta_{\Sigma(k-1)} + h_{(k-1)}) - (R_{MAXk} + \Delta_{\Sigma k} + h_k), \end{array} \right. \quad (1)$$

где δ – величина снимаемого слоя материала, Δ_{Σ} – отклонение формы поверхности, R_{max} – максимальная величина микронеровности поверхности, h – глубина микротрещин поверхностного слоя, получающаяся при механической обработки материала, k – количество обрабатываемых слоев припуска.

Условие (1) необходимо выполнять до реализации условий ограничения механической обработки по качеству поверхностного слоя обрабатываемого материала. При этом, поскольку установлена тесная корреляционная связь между параметрами блёскости и шероховатости поверхности [6], то ограничивающие условия обработки можно свести к виду:

$$\left\{ \begin{array}{l} R_{max(k)} < [R_{max}] \\ \Delta_{\Sigma(k)} < [\Delta_{\Sigma}] \\ h_k < [h] \end{array} \right. \quad (2)$$

Тогда для выполнения условия максимизации производительности процесса шлифования природного камня

$$Q \rightarrow Q_{max} \quad (3)$$

Необходимо выполнение условий

$$\left\{ \begin{array}{l} \sum_{j=1}^{j=n} \delta_j = (R_{MAXj-1} + \Delta_{\Sigma j-1} + h_{j-1}) - (R_{MAXj} + \Delta_{\Sigma j} + h_j) \Big|_{n \rightarrow \min} \rightarrow \min, \\ V * S \Big|_{\sum_{j=1}^{j=n} \delta_j \rightarrow \delta_{max}} \rightarrow \max \end{array} \right. \quad (4)$$

где j – количество проходов инструмента, V – скорость резания, S – подача, δ_j – величина снимаемого слоя материала, $\Delta_{\Sigma j}$ – отклонение формы поверхности, R_{max} – максимальная величина микронеровности поверхности, h – глубина микротрещин поверхностного слоя, получающаяся при механической обработки материала.

Условие минимизации величины микротрещин поверхностного слоя материала определяется не только из накладываемых на систему ограничений по качеству обработанной поверхности (шероховатость, блёскость, волнистость и пр. показатели), но и из эксплуатационных показателей (долговечность, прочность и т.д.) изделий из камня, имеющего непосредственный контакт с окружающей средой с изменяемыми параметрами влажности, температуры и механических воздействий на объект.

Поэтому, при описании откликов системы технологического процесса обработки поверхности камня, его эксплуатационных свойств, необходимо проведение исследований топографии поверхности заготовки, ее классификацию и анализ. Для этого была разработана конструкция стенда и методика исследования. Стенд для исследования топографии поверхности заготовки из камня, рис.1, состоит из станины 1 и перемещаемого суппорта 2. На суппорте 2 устанавливается исследуемая заготовка 3 и датчик линейной скорости и пройденного пути 4. На станине 1 закреплена группа датчиков 5 макрогеометрии образца 3. Датчики 5 макрогеометрии, рис.2, состоят из тензобалочек 1 консольного типа, на которых расположены тензорезисторы 2 и наконечник 3, взаимодействующий с исследуемой поверхностью заготовки.

При движении исследуемой заготовки относительно датчиков 5 в направлении подачи S_j (рис.1) отклонение профиля поверхности вызывает деформацию датчиков 5 и изменение сопротивления их тензорезисторов. Изменение сопротивления тензорезисторов преобразуется в изменение выходного напряжения измерительного моста, которое усиливается усилите-

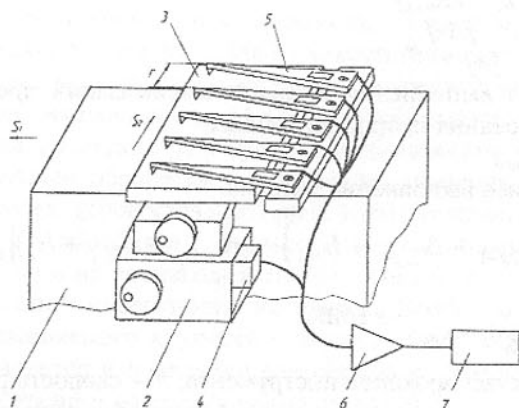


Рис. 1. Схема измерений топографии поверхности заготовки

лем 6 и фиксируется регистрирующей аппаратурой 7. По окончании прохода исследуемый объект перемещается на величину шага квантования Δr в направлении S_2 , после чего вновь осуществляется движение заготовки в направлении S_1 . При этом величина Δr определяется зависимостью

$$\Delta r = r * k^{-1}, (\text{при } k=1, \dots, n), \quad (5)$$

$$\Delta r \geq S_m,$$

где r – шаг расположения датчиков, k – количество шагов квантования, определяемое конструктивными параметрами тензобалочек, необходимой точностью проведения замеров поперечных параметров заготовки (в направлении S_2 , перпендикулярном движению подачи S_1), S_m – шаг микро-неровностей поверхности.

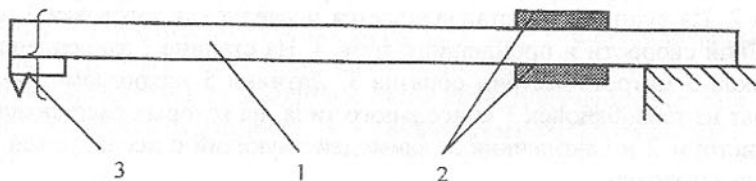


Рис. 2. Схема конструкции измерительного датчика

Зная мгновенную величину отклонения высоты профиля заготовки и значение пройденного пути (регистрируемое датчиком 4) можно определить топографию поверхности заготовки. Для этого возможно преобразование аналогового сигнала с регистрирующей аппаратуры в цифровой и

построение объемных (3D) графиков поверхности на ЭВМ, что позволит моделировать исследуемые процессы обработки заготовок из камня.

Для выполнения статистического анализа результатов эксперимента, моделирования топографии поверхности и процессов обработки заготовки необходимо определить минимальное количество экспериментов и длину реализации процесса [7],

для дискретных случайных величин

$$\begin{cases} Pr = 2\Phi(t) \\ \varepsilon = t\sigma\sqrt{1/n} \end{cases} \quad (6)$$

для непрерывных случайных величин

$$\tau_{\max} = 2\pi/\lambda_{\min}; \quad T \geq 16\tau_{\max}/\varepsilon\%; \quad \Delta t = 0,1\pi/\lambda_{\max}. \quad (7)$$

Здесь Pr – гарантийная вероятность; $\Phi(t)$ – функция Лапласа; ε – допускаемая погрешность; σ – среднеквадратическое отклонение значений случайной величины; λ_{\max} , λ_{\min} – соответственно максимальная и минимальная частоты фиксируемого процесса; τ_{\max} – величина максимального смещения при определении корреляционной функции; T – длина реализации (записи) случайной функции; Δt – интервал сканирования (отсчитывания) при кодировании случайной функции в виде случайной последовательности чисел; $\varepsilon\%$ – погрешность (допускаемая или принимаемая) при определении оценок исследуемой величины; n – число отсчетов (объем информации) случайной величины.

Таким образом, для исследования влияния величины микро- и макронеровностей поверхности заготовки из камня на количественные, качественные показатели технологического процесса обработки, его производительность и себестоимость, интенсивность износа абразивного инструмента, дальнейшие эксплуатационные показатели объекта необходимо проведение исследований топографии поверхности обрабатываемых заготовок. Разработанная схема конструкции и методика проведения экспериментальных исследований позволяют проведение таких исследований с дальнейшим получением объемной (3D) структуры неровностей поверхности заготовки.

Список литературы: 1. Мартыненко И.И. Состояние и перспективы развития геологической отрасли в Украине // Инструментальный світ.- Київ.: ІВЦ НАН України, №2, 2002.- С.10-12. 2. Михайлов А.Н., Байков А.В., Рыбина С.А. Методика оптимизации припусков при обработке изделий из природного камня.- В сб. «Прогрессивные технологии и системы машиностроения» - Донецк: ДонГУ, 2002, вып. 21- С. 120 -126. 3. Михайлов А.Н., Калафатова Л.П. Особенности формирования дефектного слоя при абразивной обработке конструкционных изделий из материалов на основе

стекла – в сб. «Прогрессивные технологии и системы машиностроения» - Донецк: ДонГТУ, 2001, вып. 17- С. 90-93. 4. Богатырев В.А., Калафатова Л.П. Представление параметров силового воздействия абразивного инструмента на обрабатываемую поверхность линейным преобразованием - в сб. «Прогрессивные технологии и системы машиностроения» - Донецк: ДонГТУ, 1999, вып. 7- С. 8-13. 5. Разработка принципиально-структурных моделей при торцовом шлифовании предмета обработки//ИщенкоА.Л., Михайлов А.Н., Байков А.В и др. - В сб. «Прогрессивные технологии и системы машиностроения» - Донецк: ДонГТУ, 2002, вып. 19- С. 63 -67. 6. Инструменты для финишной обработки деталей из неметаллических материалов/ Н.В.Новиков, Ю.Д.Филатов, В.И.Сидорко и др.// Инструментальный світ.- Київ.: ІВЦ НАН України, №2, 2002.- С.4-6. 7. Болтян А.В., Горобец И.А. Теория инженерных исследований. Учебное пособие – Донецк: ДонНТУ, 2001.- 139с.

Сдано в редакцию 15.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Бутенко В.И.

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ ЗАГОТОВОК ИЗ КАМНЯ

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

The complex of systems of effect on object of effecting is reviewed. The designed frame of processing of stuffs from a natural or synthetic rock allows to define directions and tendencies of further increase of efficiency of processing.

Естественный и искусственный камень нашел широкое применение как в строительной индустрии, так и в других отраслях промышленности. Он используется и как основной материал для инженерных сооружений (зданий, оборудования русел рек и водоемов, улиц и пр.), и как облицовочный материал фасадов инженерных сооружений, и в монументальном строительстве, и как художественно-прикладной материал. Одним из этапов обработки камня после его распиловки является шлифование, состоящее из нескольких видов [1], после чего обработанную поверхность камня подвергают полированию. Операции шлифования поверхности камня являются одними из продолжительных по времени в общем цикле обработки изделия [2].

Целью работы является определение направлений повышения эффективности обработки поверхности каменных изделий шлифованием (повышения производительности обработки, снижения себестоимости изготовления изделий при заданном качестве их поверхности).

Для достижения поставленной цели необходимо рассмотреть комплекс систем воздействия на объект производства W с заданным уровнем качества Q , состоящий из систем технологического воздействия STB , рис.1, технологического процесса TP обработки заготовки, систем управления SS технологическим процессом SP и системами технологического воздействия SB . Входными параметрами систем являются материальные $M(t)$, энергетические $E(t)$ и информационные $I(t)$ потоки. Совокупности систем составляют области: STB и SS – мехатронных устройств – MO , TP , STB и SS – мехатронных технологий – MT . Рассмотрим эти области и системы.

Система технологического воздействия STB состоит из совокупности электромеханического (гидромеханического или с другими видами привода) оборудования O , технологических приспособлений P , технологического инструмента I , системы охлаждения, смазки и удаления продуктов резания из зоны резания SO .

Технологический процесс TP обработки поверхности заготовки состоит из ряда последовательных операций (или переходов) P , причем:

$$P \in [P_1 \dots P_n], \quad (1)$$

где n – количество переходов, необходимых для обработки поверхности заготовки с заданным качеством поверхности.

Система управления SS включает в себя системы управления технологическими процессами SP и блоками технологического воздействия SB . Система SP имеет возможность воздействия на режимные параметры обработки заготовки (подачу S , скорость резания V и глубину резания t) каждого из переходов с получением сигналов обратной связи. Система SB имеет возможность воздействия на приспособления SPr и инструмент SI .

Исходя из структурной схемы процесса преобразований, рис.1, можно выделить основные направления повышения эффективности процесса обработки поверхностей заготовок из камня, за счет разработки:

1. Эффективного адаптивного электромеханического (либо другого, с использованием других видов движителей) оборудования для производства шлифовальных работ.
2. Высокопроизводительного инструмента, позволяющего использовать:
 - концентрацию технологических переходов и операций по удалению элементарных припусков на обработку поверхности камня (за счет разработки комбинированного инструмента),
 - новые геометрические формы одной или нескольких поверхностей (простого или комбинированного инструмента) с целью повышения его режущей способности, снижения интенсивности и неравномерности износа рабочих поверхностей, нового материала (зерен, связки шлифовального круга), его свойства изо-

тропности, поляризованности, концентрацию режущих частиц, особенности их формы и размеров.

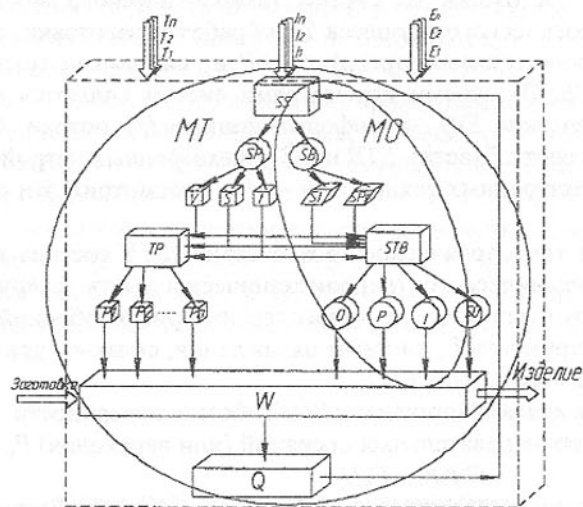


Рис. 1. Структурная схема процесса преобразований заготовки

3. Специальных адаптивных приспособлений для:
 - Установки заготовки, позволяющие влиять на положение заготовки в процессе резания,
 - Установки режущего инструмента относительно обрабатываемой заготовки.
4. Специальных систем охлаждения зоны резания и выноса продуктов шлифования (шлама), включающих:
 - рациональные формы режущей части инструмента (канавки для движения жидкости, специальные отверстия и пр.),
 - свойства жидкостей, позволяющие эффективно производить удаление шлама из зоны резания.
5. Рационального адаптивного технологического процесса механической обработки заготовки, позволяющего:
 - Изменять параметры режимов резания (скорости резания, подачи, глубины резания) в зависимости от необходимых условий процесса,
 - Получить минимальное количество операций (или переходов) по удалению общего припуска на шлифование поверхности заготовки.

Минимальное количество операций (переходов) по удалению общего припуска на шлифование может быть достигнуто за счет уменьшения общего припуска путем использования метода его удаления «вложением» [1].

Минимальное количество переходов (или операций) шлифования может быть определено решением задачи оптимизации величины элементарных припусков на обработку Z_i , входящих в состав общего припуска на обработку поверхности Z_o .

$$Z_o = \sum_{i=1}^{i=n} Z_i \quad (2)$$

где n – количество проходов (операций) по удалению общего припуска на обработку поверхности.

Одной из особенностей механической обработки камня является появление слоя микротрещин (первого и второго рода) [3], обусловленных характером разрушения хрупкого и хрупко-пластического материала заготовки. Это обстоятельство снижает эксплуатационные и потребительские свойства изделий из камня, вследствие снижения их долговечности, ухудшения внешнего вида (из-за появления разрастающихся со временем трещин, выколов материала и пр.). Таким образом, особенности механической обработки камня не позволяют использовать интенсивные режимы обработки материала (максимальную скорость резания, подачу заготовки, глубину резания). Поэтому одной из задач повышения эффективности обработки заготовок из камня является определения минимального количества операций (переходов) n при использовании оптимальных режимов резания (V, S).

То есть одним из условий повышения эффективности обработки материала должно быть

$$n \rightarrow n_{min} \quad (3)$$

Для решения этой задачи может быть использован метод уточнений [4], заключающийся в определении общего коэффициента уточнения ξ , который можно вычислить как отношение величины дефектного слоя поверхности заготовки H_z к допустимой величине дефектного слоя поверхности изделия H_u .

$$\xi = \frac{H_z}{H_u}, \quad (4)$$

где

$$H_z = h_{maxz} + R_{maxz} + \Delta_z \quad (5)$$

$$H_u = h_{maxu} + R_{maxu} + \Delta_u, \quad (6)$$

здесь h_{maxz}, h_{maxu} – максимальная величина макронеровностей (волнистости, вогнутости, выпуклости и пр.) заготовки и изделия, соответственно, $R_{maxz},$

R_{maxi} – величина максимальной шероховатости поверхности заготовки и изделия, соответственно, Δ_3, Δ_n – максимальная величина микротрещин на поверхностях заготовки и изделия, соответственно.

Тогда

$$\xi = \frac{h_{max3} + R_{max3} + \Delta_3}{h_{max1} + R_{max1} + \Delta_1} * \frac{h_{max1} + R_{max1} + \Delta_1}{h_{max2} + R_{max2} + \Delta_2} * \dots * \frac{h_{max(n-1)} + R_{max(n-1)} + \Delta_{n-1}}{h_{maxn} + R_{maxn} + \Delta_n} = \xi_1 * \xi_2 * \dots * \xi_n = \prod_{i=1}^{i=n} \xi_i, \quad (7)$$

где ξ_i – коэффициенты уточнения для i – й операции (перехода).

Тогда, зная значения ξ и ξ_i можно определить количество проходов (операций) n .

6. Систем управления:

- режимными параметрами технологического процесса, путем изменения мгновенных параметров скорости резания V и подачи S с целью получения максимальной производительности при заданном качестве получаемой поверхности изделия,
- параметрами систем технологического воздействия, позволяющими изменять глубину резания t в зависимости от сил резания с целью получения необходимых качественных показателей обрабатываемой поверхности.

Таким образом, разработанная структура процесса обработки материалов из природного или синтетического камня позволяет определить направления и тенденции дальнейшего повышения эффективности обработки поверхностей заготовки с учетом воздействия материальных, энергетических и информационных полей на области мехатронных устройств и технологий.

Список литературы: 1. Михайлов А.Н., Байков А.В., Рыбина С.А. Методика оптимизации припусков при обработке изделий из природного камня.- Междунар. сб. научн. трудов «Прогрессивные технологии и системы машиностроения»-Донецк, ДонНТУ, 2002, Вып.21-С.120-126. 2. Добыча и обработка природного камня/ Под общ. ред. Смирнова А.Г. – М.: Машиностроение, 1990. – 444с. 3. Winkler E.V. Stone: Properties, Durability in Man's Environment-Springer-Verlag Wien New York, 1975-238s. 4. Руденко П.О. Проектування технологічних процесів у машинобудуванні: Навчальний посібник – К.: Вища шк., 1993 –414с.

Сдано в редакцию 15.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Бутенко В.И.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОБЪЕМОВ МАТЕРИАЛА, УДАЛЯЕМОГО В ПРОЦЕССЕ УПРАВЛЯЮЩИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ НА РАБОЧУЮ ПОВЕРХНОСТЬ КРУГА

Гринев А.А. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

It is considered the technique of calculation of volumes of greasing layer on contact areas of grains and binder being removed from the wheel working surface during controlling spark-erosive actions at grinding with the large total area of contact of a sample piece with the wheel.

Удельная себестоимость является одним из критериев, наиболее часто используемых при решении задач оптимизации процессов обработки. При шлифовании она представляет собой сумму производственных затрат, приходящихся на единицу объема материала, удаленного в процессе обработки, при удовлетворении всем техническим ограничениям.

В настоящее время поиск оптимальных условий обработки в основном осуществляется с помощью опытно-статистических моделей и требует больших затрат времени.

В статье ставится цель определения аналитическим способом исходных данных для определения стоимости инструмента, израсходованного на удаление единицы объема обрабатываемого материала.

Известно, что высокую режущую способность алмазных кругов на металлической связке можно поддерживать на протяжении длительного времени с помощью электроэрозионных управляющих воздействий. При этом режимы воздействий должны обеспечить удаление продуктов засаливания, которые обуславливают потерю режущих свойств рабочей поверхности круга (РПК) в объеме, необходимом и достаточном для поддержания режущих свойств поверхности круга стабильными.

Как показали наши исследования [1] при алмазном шлифовании неподвижного образца из стали Р6М5Ф3 практически полная потеря режущей способности РПК наблюдается через одну минуту работы круга. Такая быстрая потеря режущей способности РПК обусловлена засаливанием обрабатываемым материалом микрорельефа контактных площадок на зернах, а также увеличением количества одновременно контактирующих зерен в результате уменьшения разности высотности, что приводит к уменьшению усилия на отдельном зерне

Рассмотрим методику расчета объема материала, заполнившего микровпадины на контактной поверхности алмазного зерна, и подлежащего удалению в процессе электроэрозионных управляющих воздействий на РПК, используя модель контактной площадки зерна, представляющую собой совокупность четырехгранных пирамид (рис.1.)

Исходя из этого, объем микропадины будет равен объему четырехгранной пирамиды с величиной основания c и высотой пирамиды h

$$V_{\text{мсп}} = \frac{1}{3} c^2 \cdot h,$$

где $h = a \cdot \cos \frac{\bar{\alpha}}{2}$.

Здесь a – высота грани пирамиды.

Тогда

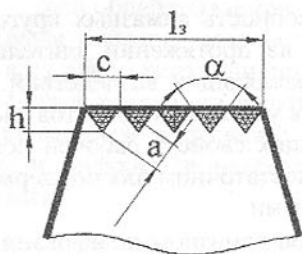
$$V_{\text{мсп}} = \frac{1}{3} \cdot c^2 \cdot a \cdot \cos \frac{\bar{\alpha}}{2}, \quad (1)$$

Количество микровыступов на площадке контакта алмазного зерна определим по формуле

$$n_{\text{мсп}} = \frac{\pi d_z^2}{4c^2}. \quad (2)$$

Объем засаленного материала на площадке контакта одного зерна с учетом (1) и (2)

$$V_{\text{зм}} = n_{\text{мсп}} \cdot V_{\text{мсп}} = \frac{\pi d_z^2}{12} \cdot a \cdot \cos \frac{\bar{\alpha}}{2}. \quad (3)$$



Общий объем засаленного слоя на контактных площадках алмазных зерен, расположенных на поверхности круга, определим по формуле

$$V_{\text{зс}} = z_{\text{ркр}} \cdot V_{\text{зм}}, \quad (4)$$

где $z_{\text{ркр}}$ – количество активных зерен на всей поверхности алмазного круга;

При использовании источника тока модели ИТТ интенсивность удаления материала с РПК определяется по формуле [2]

$$\Pi = 0.18 I_{\text{ср}} \cdot U_{\text{см}}, \quad (5)$$

где Π – интенсивность удаления продуктов засаливания в процессе электроэрозионных воздействий, мм³/мин; $I_{\text{ср}}$ – средняя величина силы тока, А; $U_{\text{см}}$ – расчетная величина напряжения на межэлектродном промежутке, В.

При удалении продуктов засаливания с контактных площадок интенсив-

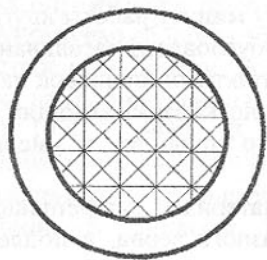


Рис. 1. Модель площадки контакта алмазного зерна

ность удаления материала с них связана с общей интенсивностью удаления материала с РПК зависимостью

$$\Pi_1 = \Pi \cdot E_o,$$

где E_o – общая вероятность удаления продуктов засаливания непосредственно с контактных площадок.

Отсюда фактическое время обновления, при котором осуществляется непрерывное электроэрозионное воздействие, будет равно

$$t_o = \frac{V_z}{\Pi_1} = \frac{V_z}{0.18 \cdot I_{\text{ср}} \cdot U_{\text{см}} \cdot E_o}, \quad (6)$$

Общая вероятность удаления продуктов засаливания с контактных площадок является произведением следующих вероятностей:

$$E_o = E_1 \cdot E_2, \quad (7)$$

где E_1 – вероятность того, что электрический разряд попадет на контактную площадку; E_2 – вероятность образования контактной площадки на зерне.

Для определения вероятности попадания разряда на контактную площадку воспользуемся отношением суммы площадей контактных площадок на зернах к общей площади связки

$$E_1 = \frac{F_{\text{зк}}}{S_{\text{св}}}, \quad (8)$$

где $S_{\text{св}}$ – площадь связки на РПК; $F_{\text{зк}}$ – общая (суммарная) площадь контактных площадок на РПК.

Общая площадь контактных площадок зерен на РПК

$$F_{\text{зк}} = z_{\text{ркр}} \cdot \frac{\pi d_z^2}{4} \quad (9)$$

Площадь $S_{\text{св}}$ будет равна

$$S_{\text{св}} = \pi D_{\text{кр}} \cdot B - S_z, \quad (10)$$

где S_z – общая площадь зерен на РПК на уровне связки.

Расчет площади занимаемой алмазными зернами на уровне связки выполним, используя следующие исходные положения:

- распределение разновысотности зерен описывается законом Вейбулла;
- зерна, вершины которых попали в один интервал, считаются разновысокими;
- модель алмазного зерна имеет форму шара радиуса R .

Для того чтобы учесть разновысотное положение зерен при определении площади, которую они занимают на РПК на уровне связки, высоту рельефа рабочей поверхности H разобьем на ряд малых слоев толщиной ΔR (рис. 2).

Значение высоты рельефа РПК определим по значению функции распределения Вейбулла, равном 0,95. Тогда

$$H = (-x_0 \ln 0,05) \frac{1}{m}. \quad (11)$$

Площадь, которую занимают зерна, будет равна

$$S_z = \sum_{i=1}^N S_i \cdot z_i, \quad (12)$$

где S_i – площадь, занимаемая зерном; z_i – количество зерен вершины которых попали в i – й слой. Площадь зерна на уровне связки будет равна

$$S = \pi h^2, \quad (13)$$

где h – радиус окружности в сечении зерна на уровне связки, мкм

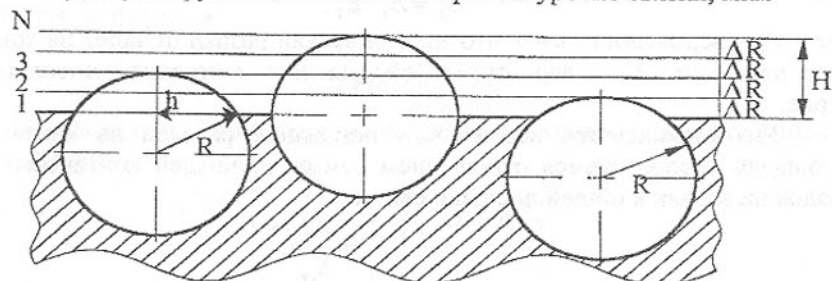


Рис. 2. Схема к расчету площади, занимаемой алмазными зернами на уровне связки

$$h = \sqrt{R^2 - (R - i\Delta R)^2}. \quad (14)$$

Количество зерен, вершины которых попали в i – слой, определим по формуле

$$z_i = \frac{B_{кр} \cdot \pi D_{кр}}{S_{zn}^2} \cdot F(i\Delta R), \quad (15)$$

где $F(i\Delta R)$ – вероятность попадания вершины зерна в i – й интервал.

Формула (12) с учетом (13 – 15) примет следующий вид

$$S_z = \sum_{i=1}^N \pi \cdot (R^2 - (R - i\Delta R)^2) \cdot \frac{B_{кр} \cdot \pi D_{кр}}{S_{zn}^2} \cdot F(i\Delta R). \quad (16)$$

Тогда

$$E_1 = \frac{\pi l^2 \cdot z_{ркр}}{4 \left(\pi D_{кр} \cdot B - \sum_{i=1}^N \pi \cdot (R^2 - (R - i\Delta R)^2) \cdot \frac{B_{кр} \cdot \pi D_{кр}}{S_{zn}^2} \cdot F(i\Delta R) \right)}. \quad (17)$$

Вероятность образования контактной площадки определим в предположении, что контактные площадки образуются на всех зернах, всту-

пающих в контакт с обрабатываемым материалом. Тогда

$$E_2 = F(t_\phi) = 1 - \exp\left(-\frac{t_\phi \cdot m}{x_0}\right). \quad (18)$$

При удалении продуктов засаливания с контактных площадок на алмазных зернах неизбежно удаление с РПК связки, которое будет оказывать влияние на себестоимость обработки.

Объем связки удаляемой с поверхности РПК в процессе ЭЭ управляющих воздействий

$$V_{св} = 0,18 \cdot 60 \cdot I_{ср} \cdot U_{см} (1 - E_o) \quad (19)$$

Определим с помощью программы для ПЭВМ, разработанной на основе формул (6) – (18), общую вероятность удаления продуктов засаливания с контактных площадок для следующих условий алмазного шлифования образца из стали Р6М5Ф3: инструмент – алмазный круг 1А1 250×75×15 АС6 100/80 4-М2-01 заправленный электроэрозионным способом. Параметры распределения разновысотности зерен $m=2,23$; $x_0 = 2946$ [3], расстояние между зернами на поверхности круга $S_{zn} = 0,298$ мм. Глубина шлифования в установившемся режиме $t_\phi = 4$ мкм. Интервал расчета $\Delta R = 6$ мкм.

После подстановки исходных данных в (17) и (18) получим $E_1 = 1,29 \times 10^{-4}$; $E_2 = 7,4 \times 10^{-3}$. Тогда общая вероятность удаления материала с контактных площадок на зернах $E_o = 9,54 \times 10^{-7}$, а вероятность удаления связки с РПК – 0,999999046.

Как видно из приведенных значений вероятностей удаления материала с контактных площадок на зернах и удаления связки, удаление связки происходит значительно интенсивнее. Это приведет к необоснованному повышению расхода алмазов в процессе шлифования с электроэрозионными управляющими воздействиями.

Таким образом, аналитически определены объемы удаляемых продуктов засаливания и связки, которые являются одними из исходных данных при расчете себестоимости обработки и определении оптимальных режимов электроэрозионных управляющих воздействий по критерию минимальной себестоимости обработки.

Список литературы: 1. Гринев А.А., Матюха П.Г. Определение скорости погружения рабочей поверхности круга в неподвижный образец при алмазном шлифовании по упругой схеме. Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2001. Вып. 16. – с. 142 – 146. 2. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга.

Автореф. дис. докт. техн. наук – Харьков 1996. 48с. 3. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействия на рабочую поверхность круга: дис. ...докт. техн. наук. – Харьков, 1995. – 456 с.

Сдано в редакцию 23.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ КЕРАМИКИ ДЛЯ ИЗДЕЛИЙ ТРИБОТЕХНИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ

Гусев В.В., Молчанов А.Д. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

In a paper the problems of selection and technological security of parameters of quality of a surface stratum of ceramic parts of a node of abrasion surveyed at diamond grinding.

В настоящее время в мире наблюдается интенсификация работ и широкое внедрение изделий из неметаллических и композиционных материалов, которые все шире заменяют металлы во многих отраслях промышленности. Это связано, в первую очередь, со снижением себестоимости продукции, экономии сырьевых и топливных ресурсов при одновременном повышении срока службы, надежности и экологической чистоты машин и механизмов.

Начиная с 70-х годов все больший интерес, в качестве опор скольжения, представляют подшипники, изготовленные из керамических материалов [1,2]. В применении таких подшипников есть существенные ограничения: высокий коэффициент трения при работе без смазки, низкая теплопроводность, высокие требования к точности изготовления, хрупкость изделий. Однако уникальные свойства керамики (высокая твердость, прочность, термо- и химическая стойкости, низкая адгезионная способность) предопределяют высокую износостойкость керамических подшипников, возможность работы в агрессивных средах позволяют рассматривать керамику в качестве перспективного материала подшипниковых узлов.

Анализ результатов теоретических и экспериментальных исследований показывает, что триботехнические показатели работы минералокерамического узла трения зависят от микрогеометрии поверхности и пористости керамики, а надежность и прочность зависят от уровня дефектности поверхностного слоя керамики [3,4].

Выбор параметров алмазной обработки керамических деталей в узлах трения скольжения определяется необходимым эксплуатационным профилем, который зависит от условий работы пары трения. Рациональ-

ный выбор методов и режимов предварительной и окончательной обработки с учетом технологической наследственности и накладываемых ограничений по состоянию поверхностного слоя, позволит улучшить триботехнические характеристики и повышение срока службы пары трения.

В условиях массового, крупносерийного и мелкосерийного производств назначение методов и режимов обработки производится на стадии технологической подготовки производства, при разработке операционного технологического процесса [5]. При мелкосерийном и единичном производстве на стадии технологической подготовки производства производится разработка маршрутного технологического процесса с назначением только методов обработки без определения режимов резания, которые часто устанавливаются самим рабочим уже в процессе выполнения операции. Такое решение задачи возможно способствует снижению себестоимости производства продукции, но совершенно не решает вопроса эксплуатации изделия. В то же время, рациональная эксплуатация триботехнических изделий в современном машиностроении ведет не только к прямому сокращению энергозатрат при эксплуатации узла трения или машины в целом, но и дает существенное снижение расходов на ремонт и переналадку машин за счет повышения их долговечности и надежности.

Обеспечение эксплуатационных свойств деталей узлов трения скольжения сводится: к выбору материалов пары трения с назначением параметров состояния поверхностного слоя; выбору маршрута и режимов обработки, обеспечивающих при минимальной себестоимости механической обработки необходимые параметры поверхностного слоя для будущего узла трения. Структурная схема решения данной задачи представлена на рисунке 1.

Исходной информацией является определение условий работы узла трения (блок 1), а именно установление нагрузочных режимов, условий смазки, температурного режима работы, загрязнений и агрессивных сред. Для существующего узла анализируется эксплуатационная информация, для нового узла анализируется конструкторская документация. Результатом этого анализа является заключение о возможности применения в качестве одного материалов пары трения конструкционной керамики. При целесообразности такого использования, исходя из условий смазывания и нагрузок в узле, определяются физико-механические свойства, пористость конструкционной керамики и требования по прочности деталей. При создании новой машины или механизма возможна разработка новой конструкции узла трения, которая обеспечивала бы лучшие эксплуатационные показатели. На основе априорной информации или проведения предварительного эксперимента устанавливается рациональный выбор материалов для будущей пары трения.

После анализа условий эксплуатации назначаются параметры поверхностного слоя трущихся тел (блок 3). Как показали результаты исследований, приведенные в работе [6], установившаяся шероховатость рабочих поверхностей может быть как меньше технологической, так и больше. Она определяется условиями работы пары трения. Целью данного этапа является задание таких параметров шероховатости и дефектности, при которых будут возможны минимальные значения коэффициента трения, времени приработки и износа трущихся поверхностей.



Рис. 1. Структурная схема выбора пары трения на основе керамики и определения параметров механической обработки

После установления маршрута обработки необходимо определить режимы резания для всех переходов (блок 5). Важным моментом являются ограничения по параметрам шероховатости и обработочной дефектности (блок 6). Особенно это относится к последнему параметру, т.к. интенсификация режимов обработки, выгодная с экономической точки зрения, ведет к росту уровня обработочной дефектности, что в свою очередь может при-

Исходя из существующего производства – имеющегося оборудования, наличия инструмента и оснастки, устанавливается маршрут обработки (блок 4). Для снижения себестоимости обработки целесообразно использовать наиболее короткий маршрут, удовлетворяющий ограничениям по шероховатости и дефектности поверхностного слоя. Задание большего количества переходов чистовой обработки ведет к снижению шероховатости. Как показали экспериментальные исследования, равновесная шероховатость для пары трения керамика – закаленная сталь лежит в области от 0,3 до 1 мкм (параметр R_z) в зависимости от вида керамики и режимов трения. Задание других параметров шероховатости у этих трущихся тел нецелесообразно не только с экономической точки зрения, а и с эксплуатационной.

вести к разрушению детали, как во время обработки, так и во время эксплуатации. Рассмотрим более подробно выбор режимов алмазного шлифования керамики с учетом структурной и обработочной дефектности поверхностного слоя.

Поверхностный слой керамики можно рассматривать как среду, ослабленную случайными не взаимодействующими между собой дефектами (трещинами) различного рода с известными законами их вероятностно распределения. Дефекты классифицируются по местоположению (объемные и поверхностные) и происхождению (структурные и обработочные). Первые обусловлены технологией изготовления заготовок. К наведенным дефектам относят поверхностные трещины от силового воздействия режущего инструмента. Будем рассматривать влияние на прочность и разрушение тел наиболее опасных дефектов – трещин и крупных пор. Дефекты структурного низшего уровня в материалах распределены равномерно и учитываются их прочностной характеристикой, в качестве которой возьмем величину сопротивления материала развитию трещин при разрыве (K_{Ic}).

При исследовании прочности и разрушения хрупких тел, ослабленных дефектами, используется вероятностно-статистический подход. Если $P_c(\sigma)$ и $P_o(\sigma)$ вероятности разрушения соответственно от объемных структурных и поверхностных обработочных дефектов при напряжении σ , то вероятность $P(\sigma)$ разрушения определяется по формуле [7]:

$$P_{\Sigma}(\sigma) = 1 - [1 - P_c(\sigma)][1 - P_o(\sigma)]. \quad (1)$$

Если заготовка не подвергалась специальным видам технологического воздействия, можно считать, что ориентация дефектов по всем возможным направлениям распределена равномерно $|\alpha| \leq \pi/2$. В этом случае плотность вероятности ориентации трещин имеет вид $f(\alpha_c) = 1/\pi$. Случайная полудлина структурных дефектов находится в пределах $0 \leq l_c \leq l_{max}$, где l_{max} – максимальная полудлина структурных дефектов. Как показали наши исследования, плотность распределения полудлин трещин может быть описана бета распределением со значением одного из параметров равным единице. Плотность распределения полудлин трещин для структурных и обработочных дефектов имеет вид [8]

$$f(l_c) = \frac{r+1}{l_{max}} \left(1 - \frac{l}{l_{max}}\right)^r, \quad r \geq 0, \quad 0 \leq l \leq l_{max}, \quad (2)$$

где l_{max} – максимальный размер полудлины трещины, r – параметр трещиноватости, определяющий распределение трещин по размерам (чем больше r , тем вероятнее малые трещины).

Структурные дефекты равномерно распределены по всему объему образцов и имели линейные размеры 5 - 70 мкм, в зависимости от пористости керамики. Максимальные значения половины длины дефекта в зависимости от пористости оксидной керамики имеют вид $l_{c\max} = 2,7 \cdot \Pi + 9,25$, где Π – пористость структуры, определяемая в соответствии ГОСТ 2409 – 80. Плотность дефектов структуры для оксидной керамики различной пористости описывается степенной зависимостью $n_c = 4,23 \cdot 10^8 \cdot \Pi^{-0,36}$ шт./м².

При механической обработке связанными алмазными зернами напряжения в материале, а, следовательно, и дефектность поверхностного слоя определяется размером и прочностью зерен, физико-механическими характеристиками материала и режимами обработки. Результаты исследований параметров поверхностной дефектности после алмазного шлифования с уменьшением подачи и глубины резания, увеличением скорости резания параметр трещиноватости γ возрастает, что свидетельствует об уменьшении повреждаемости поверхности при алмазном шлифовании. При затуплении круга происходит увеличение доли больших обработочных дефектов (γ уменьшается). Был проведен корреляционный анализ зависимости параметра γ от нормальной составляющей силы резания. На его основе была получена зависимость параметра трещиноватости от нормальной составляющей силы резания для Al_2O_3 , которая имеет вид $\gamma = 6,6 \cdot P^{0,27}$. Средняя плотность обработочных дефектов для $Al_2O_3(\Gamma\Pi)$ составила $7,1 \times 10^6$ шт./м².

С учетом наличия двух видов дефектов зависимость среднее значение разрушающего напряжения для образца прямоугольного сечения на изгиб может быть представлена в следующем виде

$$\bar{\sigma} = \sigma_{\min} + \int_{\sigma_{\min}}^{\sigma_{\max}} \left[1 - \frac{2}{\pi} \cdot \frac{\int_0^{\pi/2} \left(1 - \frac{K_c^2 \cdot \varphi(\alpha)}{\pi \cdot K_p^2 \cdot l_{\max}} \right)^{r+1} d\alpha \right]^{p_c} \cdot \left[1 - \int_{L_0}^{l_{\max}} \left(\frac{K_c}{\pi \cdot K_p^2 \cdot \sigma^2} \int_0^{\alpha} f(\alpha_0, l_0) d\alpha_0 \right) d l \right]^{p_0} d\sigma \quad (3)$$

где p_c и p_0 – количество дефектов структуры и обработки соответственно в нагружаемой области и при условии; K_p – коэффициент расположения трещины (для трещины на поверхности $K_p = 1,11$, в остальных случаях $K_p = 1$); $\varphi(\alpha)$ – функция, определяющая влияние направления дефектов на развитие трещин [9].

Влияние структурных дефектов на прочность оценивалось при изменении пористости оксидной керамики (от 0,02 до 9,5%). Образцы из Al_2O_3 (40x5x5мм), обработанные на внутришлифовальном станке кругом 1A1 32x10x3x10 A 315/250-4-M2-01 вырезались в осевом направлении из керамических втулок. При испытаниях на изгиб направление следов обработки

располагалось перпендикулярно действию изгибающего момента, что позволяет наилучшим образом оценить влияние обработочных дефектов на изгибную прочность образцов [8]. Для определения причины и источника разрушения производились фратографические исследования поверхности излома образцов после их испытания на трехточечный изгиб (ДСТУ 3716 – 98). На поверхности излома для образцов пористостью выше 6,2% ($l_{c\max} \geq 26$ мкм) отсутствовала зеркальная зона. Изломы являлись полностью шероховатыми, что свидетельствует о равнопрочности поверхности и объема, об одновременном начале разрушения во многих точках сечения. Это позволяет предположить отсутствие влияния обработочных дефектов на прочность образцов. При пористости 0,2% ($l_{c\max} = 10$ мкм) разрушение инициировалось от обработочных дефектов и на изломе четко выражены зеркальные зоны, прилегающие к дефектам.

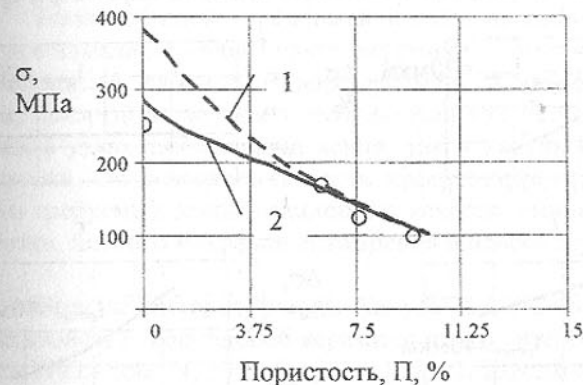


Рис. 2. Влияние пористости Π (%) на прочность при изгибе σ (МПа) образцов керамики из Al_2O_3 : о – экспериментальные значения средней прочности;

1 – расчетная прочность образцов на изгиб из керамики без учета дефектов обработки поверхности образцов на внутренне шлифовальном станке кругом 1A1 32x10x10 A 315/250 – 4 – M1; $l_{o\max} = 30$ мкм, $\gamma = 6$;

2 – расчетная прочность образцов из керамики на изгиб с учетом дефектов обработки поверхности образцов

На рисунке 2 показаны графики зависимости расчетной прочности на изгиб при различной пористости керамики из Al_2O_3 без учета (кривая 1) и с влиянием обработочных дефектов (кривая 2). На рисунке также приведены экспериментальные значения средней прочности на изгиб для оксидной керамики различной пористости. Отклонение экспериментальных значений от расчетных с учетом дефектов обработки в поверхностном слое не превышает 10%. Если не учитывать поверхностные дефекты обработки,

то при пористости керамики менее 4% ($l_{o\max} < l_{o\max}$) погрешность определения средней прочности на изгиб при расчете может достигать значительной величины. Относительная разница (погрешность) при определении расчетной прочности на изгиб образцов $\Delta\sigma = (\sigma_c - \sigma_{c+0}) \cdot 100\% / \sigma_{c+0}$ без учета дефектов обработки может достигать 35% при малой пористости керамики (при небольших дефектах структуры). При механической обработке керамического материала с определенной пористостью (структурной дефектностью) можно подобрать режимы резания, при которых влияние обработочной дефектности на прочностные свойства материала будет незначительным (например, не более 10%). Однако при обработке безпористой керамики при любых режимах резания влияние механической обработки на прочностные свойства будет существенно.

Рассмотрим, как можно снизить влияние механической обработки на прочностные свойства. На рисунке 3 показано влияние параметра трещи-

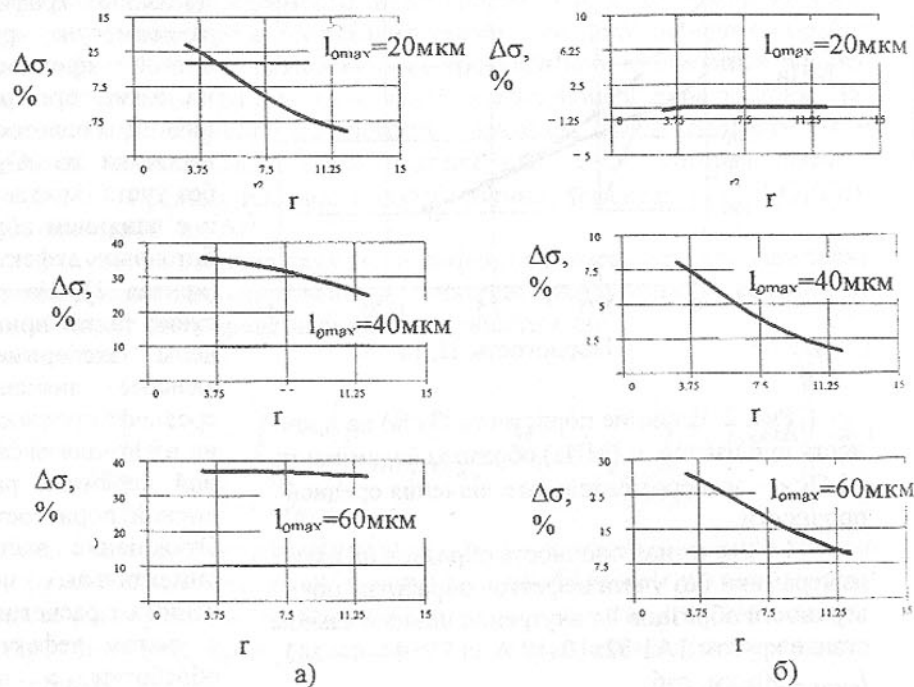


Рис. 3. Влияние параметра трещиноватости γ и величины полу-длины максимального обработочного дефекта $l_{o\max}$ на относительное уменьшение прочности $\Delta\sigma$ (в %) на изгиб образцов из оксидной керамики Al_2O_3 различной пористости а) – 0,02%; б) – 6%

новатости γ и $l_{o\max}$ на относительное уменьшение прочности на изгиб $\Delta\sigma$ (в %) образцов из оксидной керамики Al_2O_3 различной пористости. Из графиков видно, что наиболее существенно можно уменьшить влияние механической обработки можно за счет размера полудлины максимального дефекта. Уже при равенстве максимальных размеров дефектов обработки – структурным дефектам, первые практически не оказывают влияния на прочностные свойства образцов из керамики, так как их плотность ниже плотности структурных дефектов. Снижения размеров и количества обработочных дефектов в поверхностном слое можно достичь за счет применения притирки с постепенным понижением размера зерна в пасте и рационального применения режимов обработки.

Заключительным этапом обеспечения эксплуатационных характеристик пары трения является собственно механическая обработка (см. рис.1), в результате которой будут изготовлены детали узлов трения.

Таким образом, предложен подход по выбору рациональных параметров алмазного шлифования керамики с учетом требуемых из условий эксплуатации параметров микрорельефа и дефектности поверхностного слоя, который может быть использован как при обработке керамических деталей узлов трения скольжения, так и других изделий из технической керамики. Он позволяет задавать эффективный маршрут обработки, исходя из требуемых эксплуатационных качеств – минимального времени обработки, низкого коэффициента трения и износа трущихся поверхностей.

Список литературы: 1. Кацура А.А., Семенов А.П. Трибологические свойства корундовой керамики при трении со смазкой. //Трение и износ. - 1993. - том 14, №6. - С.1037 - 1040. 2. Шведков Е.Л. Триботехническая керамика: Препринт /АН УССР. Ин-т пробл. материаловедения; №17. - Киев: Институт проблем материаловедения АН УССР, 1987. - 37с. 3. Фрикционное взаимодействие керамики на основе неметаллических тугоплавких соединений со сталью / Гогоци Ю.Г., Ковальченко А.М., Косско И.А., Ярошенко В.П. //Трение и износ. - 1990. том 11, №4. - С.660-667. 4. Хисакадо Т. Зависимость механизма изнашивания керамических материалов от топографии поверхности. //Проблемы трения и смазки. Труды американского общества инженеров механиков. - 1986. - №1. - С.10-16. 5. Суслов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. - М.: Машиностроение, 1987. - 208с. 6. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. - М.: Машиностроение, 1977 - 526с. 7. Витвицкий П.М., Пожена С.Ю. Прочность и критерии хрупкого разрушения стохастически дефектных тел - Киев: Наукова думка, 1980. - 187 с. 8. Новоселов Ю.К., Гусев В.В. Влияние направления обработки керамики на ее прочность при изгибе / Вестник

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛОВЫХ ФАКТОРОВ, ВОЗНИКАЮЩИХ В РОТОРЕ ДЛЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ

Дворников В.И., Кралин А.К., Матвиенко А.В.
(ДонНТУ, ДонГАСА, г. Донецк, г. Макеевка, Украина)

In activity the main power factors arising in a rotary table for a metal forming are determined. Their influencing on formation of dynamic phenomena in a rotary table is rotined.

Как известно, наибольшее распространение технологические роторные машины получили в массовом производстве изделий, обрабатываемых пластическим деформированием [1]. В работах [2, 3] показана перспективность использования технологических роторов, которые позволяют реализовать технологическое воздействие за счет транспортного. Такого рода роторы применяются в производстве, но в литературе практически отсутствуют данные об исследовании силовых факторов, влияющих на формирование динамического состояния ротора. Поэтому целью работы является определение силовых факторов, возникающих в роторе согласно принятой схеме. На рис. 1 схематически изображен механизм роторной системы, обеспечивающей автоматизированный процесс изготовления требуемого изделия способом выдавливания при обкатке штока пуансона специально спрофилированного копира. Здесь обозначено: 1 – ротор, 2 – копир, 3 – шток пуансона, 4 – направляющий ролик. Углы φ_1 и φ_3 назовем соответственно углами «загрузки» и «разгрузки», и при этом угол

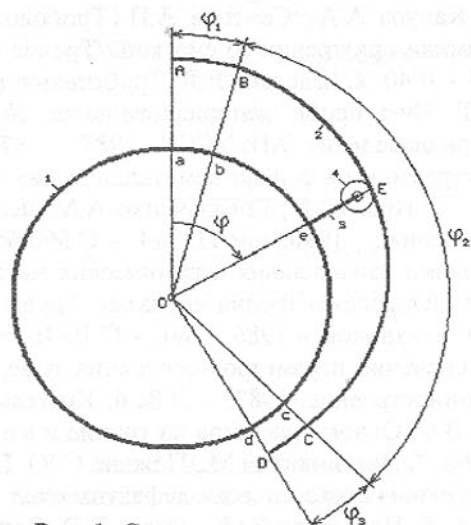


Рис. 1. Схема взаимодействия штока пуансона с профилированным копиром

φ_2 – будет углом «рабочего хода» пуансона. На данном рисунке показано положение штока пуансона в некотором промежуточном положении, когда ротор повернулся на угол φ , отсчитываемый от вертикали по часовой стрелке, то есть от начального положения штока. Точками a, b, c, d, e обозначены соответствующие положения штока на окружности ротора, а точки A, B, C, D, E – являются точками пересечения соответствующих лучей Oa, Ob, \dots с профилем копира. В силу принятых обозначений текущие длины отрезков aA, bB, \dots определяют величину упругопластической деформации заготовки.

Для определения силовых факторов, которым подвергается ротор при получении изделия, будем полагать, что процесс упругопластического выдавливания детали из заготовки описывается моделью Прандтля, согласно которой материал заготовки последовательно находится в трех стадиях (фазах) напряженного состояния: 1) упругой деформации, подчиняющейся закону Гука при сжатии на величину $\Delta < \Delta_y$, где Δ_y – предельная величина упругого сжатия заготовки; 2) пластического течения материала, при котором усилие выдавливания $P = P_{\text{п}}$ сохраняется постоянным до величины сжатия $\Delta = \Delta_0$; 3) упругой «отдачи» при разгрузке образца, при которой остаточное сжатие уменьшается по закону Гука до величины $\Delta_{\text{п}} = \Delta_0 - \Delta_y$.

Как было отмечено выше, профиль копира состоит из трех участков, и поэтому в общем случае уравнение профиля в полярной системе координат в соответствии с принятыми на рис. 1 обозначениями представляет собой кусочно-непрерывную (или просто непрерывную) функцию вида

$$\rho(\varphi) = \begin{cases} \rho_1(\varphi) & \text{при } 0 \leq \varphi < \varphi_1, \\ \rho_2(\varphi) & \text{при } \varphi_1 \leq \varphi < \varphi_1 + \varphi_2, \\ \rho_3(\varphi) & \text{при } \varphi_1 + \varphi_2 \leq \varphi < \varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3. \end{cases} \quad (1)$$

При этом в точках сопряжения различных участков (точки B и C на рис. 1) имеют место естественные условия непрерывности и «гладкости» профиля:

$$\left. \begin{aligned} \rho_1(\varphi_1) &= \rho_2(\varphi_1), \quad \rho_2(\varphi_1 + \varphi_2) = \rho_3(\varphi_1 + \varphi_2), \\ \frac{d\rho_1(\varphi_1)}{d\varphi} &= \frac{d\rho_2(\varphi_1)}{d\varphi}, \quad \frac{d\rho_2(\varphi_1 + \varphi_2)}{d\varphi} = \frac{d\rho_3(\varphi_1 + \varphi_2)}{d\varphi}, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

то есть считается, что функция (1) непрерывна включительно до первой производной по φ . Непрерывность второй производной в случае задания профиля в форме кусочно-непрерывной функции необязательна, однако кривизна профиля должна быть такой, чтобы направляющий ролик радиуса r мог беспрепятственно «вписываться» в профиль копира в любой его точке, включая точки сопряжения B и C . Следовательно, при любом φ в закрытом интервале $[0, \varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3]$ должно выполняться условие

$$r < \sqrt{\left[\rho^2 + \left(\frac{d\rho}{d\varphi}\right)^2\right]^3} : \left[\rho^2 + 2\left(\frac{d\rho}{d\varphi}\right)^2 - \rho \frac{d^2\rho}{d\varphi^2}\right], \quad (3)$$

где выражение в правой части представляет собой радиус кривизны профиля, заданного в полярной системе координат (проверке подвергаются лишь участки профиля, имеющие положительную кривизну, то есть участки с вогнутостью по отношению к расположению ролика).

Для обеспечения условий безударного входа пуансона в копир и для безударного входа в участок разгрузки необходимо, очевидно, принять:

$$\frac{d\rho_1(0)}{d\varphi} = 0, \quad \frac{d\rho_2(\varphi_1 + \varphi_2)}{d\varphi} = 0. \quad (4)$$

Кроме того, в соответствии с диаграммой Прандтля должны выполняться также условия:

$$\rho_1(0) - \rho_2(\varphi_1) = \Delta_y, \quad \rho_3(\varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3) - \rho_2(\varphi_1 + \varphi_2) = \Delta_y. \quad (5)$$

В дальнейшем будем считать, что функции $\rho_1(\varphi)$, $\rho_2(\varphi)$, $\rho_3(\varphi)$ в (1) определены, и они удовлетворяют условиям (2), (3), (4) и (5).

На рис. 2 схематически изображен шток пуансона 3, повернутый по часовой стрелке от вертикали на угол φ (цифровые обозначения элементов механизма сохранены такими же, как и на рис. 1). Задача состоит, прежде всего, в том, чтобы установить взаимосвязь нормального давления N ролика на копир и силы трения качения T с усилием P , направленным вдоль луча OF и возникающим в результате взаимодействия пуансона с заготовкой в соответствии с диаграммой Прандтля при любом текущем положении направляющего ролика.

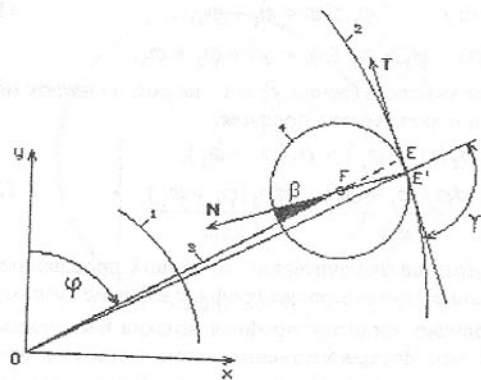


Рис. 2. Схема геометрического сопряжения ролика с профилем копира

Пусть r — радиус направляющего ролика 4, как было принято выше. По определению (1) длина отрезка OE есть $\rho(\varphi)$, то есть $|OE| = \rho(\varphi)$. Контакт же ролика с копиром происходит в точке E' , полярный угол которой обозначим посредством символа $\varphi' > \varphi$, что представляет собой угол наклона линии OE' к вертикали, и при этом отрезок $|OE'| = \rho(\varphi')$.

Этот угол определим следующим способом.

Из треугольника OFE' по теореме «косинусов» следует, что

$$\rho^2(\varphi') - 2\rho(\varphi)l \cos(\varphi' - \varphi) + l^2 = r^2, \quad (6)$$

где посредством символа l обозначена длина отрезка OF . По изменению этой длины по сравнению с первоначальной l_0 (при вертикальном положении штока в момент входа ролика в соприкосновение с профилем копира) можно судить о величине пластической деформации обрабатываемой заготовки:

$$\Delta(\varphi) = l_0 - l(\varphi). \quad (7)$$

В то же время из дифференциальной геометрии известно, что угол γ между положительным направлением касательной к профилю в точке E' и лучом OE' (см. рис. 2) определяется с помощью соотношения

$$\operatorname{tg} \gamma = \rho(\varphi') : \frac{d\rho(\varphi')}{d\varphi}. \quad (8)$$

Заметим, что здесь и далее символическое обозначение $d\rho(\varphi')/d\varphi$ и т.п. означает производную $d\rho(\varphi)/d\varphi$ с подстановкой $\varphi = \varphi'$.

Так как $\angle FE'O = \gamma - \pi/2$, то из треугольника OFE' по теореме «синусов» следует, что $r \sin(\gamma - \pi/2) = l \sin(\varphi' - \varphi)$, откуда находим

$$l = -r \frac{\cos \gamma}{\sin(\varphi' - \varphi)}. \quad (9)$$

Вследствие того обстоятельства, что угол γ зависит от угла φ' , как видно из (8), выражение (9) целесообразно записать с использованием известных тригонометрических соотношений также в форме

$$l = r \left| \frac{d\rho(\varphi')}{d\varphi} \right| : \left\{ \sin(\varphi' - \varphi) \sqrt{\left[\frac{d\rho(\varphi')}{d\varphi} \right]^2 + \rho^2(\varphi')} \right\}, \quad (10)$$

и подстановка (10) в (6) приводит в итоге к функциональному трансцендентному уравнению относительно искомого угла φ' при любом заданном φ в интервале $[0, \varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3]$. После определения таким способом угла $\varphi'(\varphi)$ по формуле (10) находим $l(\varphi)$, и затем по формуле (7) определяется величина пластической деформации.

Для иллюстрации изложенного способа примем простейший, но отнюдь не абстрактный вариант функции (1) в форме

$$\rho(\varphi) = l_0 + r - \Delta_0 \sin^2 \frac{\pi\varphi}{2(\varphi_1 + \varphi_2)}. \quad (11)$$

Естественно, эта функция удовлетворяет условиям (2), так как она есть непрерывная функция вместе со всеми своими производными. В соот-

ветствии с (11) находим:

$$\frac{d\rho}{d\varphi} = -\frac{\Delta_0\pi}{2(\varphi_1 + \varphi_2)} \sin \frac{\pi\varphi}{\varphi_1 + \varphi_2}, \quad \frac{d^2\rho}{d\varphi^2} = -\frac{\Delta_0\pi^2}{2(\varphi_1 + \varphi_2)^2} \cos \frac{\pi\varphi}{\varphi_1 + \varphi_2}, \quad (12)$$

откуда следует, в частности, выполнение условий (4) при $\varphi = 0$ и при $\varphi = \varphi_1 + \varphi_2$, то есть на выходе из загрузки и на входе в разгрузку первые производные от ρ по φ обращаются в ноль.

Для дальнейших выкладок с целью сокращения записи целесообразно ввести следующие обозначения:

$$\left. \begin{aligned} \lambda &= \frac{\Delta_0}{L}, \quad \mu = \frac{\pi}{2(\varphi_1 + \varphi_2)}, \quad \zeta = \frac{r}{L}, \quad \varepsilon = \arcsin \sqrt{\frac{\Delta_y}{\Delta_0}}, \\ L &= l_0 + r, \quad \varphi_0 = \varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

В связи с этим (11) и (12) запишутся как

$$\frac{\rho(\varphi)}{L} = 1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi, \quad \frac{1}{L} \frac{d\rho}{d\varphi} = -\lambda\mu \sin 2\mu\varphi, \quad \frac{1}{L} \frac{d^2\rho}{d\varphi^2} = -2\lambda\mu^2 \cos 2\mu\varphi. \quad (14)$$

При этом радиус кривизны R профиля копира согласно с (3) определится при помощи (14) выражением

$$\frac{R}{L} = \frac{\sqrt{[(1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi)^2 + (\lambda\mu \sin 2\mu\varphi)^2]^3}}{(1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi)^2 + 2(\lambda\mu \sin 2\mu\varphi)^2 + 2\lambda\mu^2(1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi) \cos 2\mu\varphi}.$$

Из этого соотношения следует, как нетрудно показать, что при $\lambda \ll 1$, что на самом деле имеет место в реальных конструкциях, радиус кривизны профиля копира несущественно отличается от $L = l_0 + r$, и поэтому условие (3) в этом случае заведомо выполняется.

При выполнении условий (5) с помощью (11) оказывается, что должны иметь место равенства

$$\Delta_y = \Delta_0 \sin^2 \frac{\pi\varphi_1}{2(\varphi_1 + \varphi_2)}, \quad \Delta_y = \Delta_0 \cos^2 \frac{\pi(\varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3)}{2(\varphi_1 + \varphi_2)},$$

откуда с использованием обозначений (13) находим

$$\varphi_1 = \varphi_3 = \varphi_2 \frac{2\varepsilon}{\pi - 2\varepsilon}. \quad (15)$$

Таким образом, для однозначного задания профиля основным, определяющим параметром оказывается φ_2 – угол «рабочего хода» пуансона при пластическом деформировании готового изделия.

Далее, по формуле (8) с учетом (14) получим

$$\operatorname{tg} \gamma = -\frac{1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi'}{\lambda\mu \sin 2\mu\varphi'}, \quad (16)$$

и соответственно выражение (10) запишем в форме

$$\frac{l}{L} = \frac{\lambda\mu\zeta \sin 2\mu\varphi'}{\sin(\varphi' - \varphi) \sqrt{(\lambda\mu \sin 2\mu\varphi')^2 + (1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi')^2}}. \quad (17)$$

При этом уравнение (6) представим в виде

$$(1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi')^2 - 2\left(\frac{l}{L}\right)(1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi') \cos(\varphi' - \varphi) + \left(\frac{l}{L}\right)^2 = \zeta^2. \quad (18)$$

Относительная малость угла девиации δ ($\delta = \varphi' - \varphi$) позволяет найти приближенную зависимость $\delta = \delta(\varphi)$, сохраняя в разложениях (17) и (18) по степеням малого параметра δ члены, содержащие δ включительно до второй степени. Тогда нетрудно получить следующую формулу:

$$\delta(\varphi) = \frac{\lambda\mu\zeta \sin 2\mu\varphi}{(1 - \zeta - \lambda \sin^2 \mu\varphi) \sqrt{(\lambda\mu \sin 2\mu\varphi)^2 + (1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi)^2}}. \quad (19)$$

Хотя зависимость (19) и является приближенной, однако построенные по ней графики практически не отличаются (по крайней мере, визуально) от соответствующих кривых.

В силу (19) выражение (17) для текущей длины штока (условной, так как здесь речь идет о длине луча OF на рис. 2) определится как

$$\frac{l(\varphi)}{L} = 1 - \zeta - \lambda \sin^2 \mu\varphi, \quad (20)$$

а текущую деформацию заготовки, как функцию угла поворота ротора, в соответствии с (7) найдем в форме

$$\frac{\Delta(\varphi)}{L} = \lambda \sin^2 \mu\varphi. \quad (21)$$

Обратимся снова к рис. 2 и определим с его помощью условия силового равновесия штока пуансона, на который с одной стороны действует упруго-пластическая сила P в соответствии с диаграммой Грандтля, которую назовем *радиальной*, а с другой – нормальная реакция N (как результат взаимодействия ролика с копиром) и сила трения качения T . Так как $T = fN$, где f – коэффициент трения качения ролика по профилю копира, то, очевидно,

$$N(\cos \beta - f \sin \beta) = P, \quad (22)$$

где β – угол между нормалью к поверхности копира в точке E' и лучом OE' . На рис. 2 этот угол «зачернен», и, как видно, он зависит от угла девиации δ и от угла γ , определяемого выражением (8), а именно:

$$\beta = \delta + \gamma - \pi/2. \quad (23)$$

Вследствие этого соотношение (22) примет вид

$$N[\sin(\delta + \gamma) + f \cos(\delta + \gamma)] = P. \quad (24)$$

Отсюда видно, что нормальное усилие N зависит от угла поворота ротора φ не только из-за переменности P в соответствии с диаграммой Прандтля, но также и вследствие зависимости углов δ и γ от переменной φ .

Силы N и T обуславливают также тангенциальную по отношению к штоку пуансона силу F (то есть направленную перпендикулярно к оси штока), которая является причиной возникновения момента сопротивления вращению ротора, а также может вызывать изгибные деформации штока в плоскости вращения ротора, что следует учитывать при назначении его конструктивных параметров. Эту силу по аналогии с (22) определим как $F = N(\sin \beta + f \cos \beta)$, или с подстановкой (23) и (24) – в форме

$$F = P \frac{-\cos(\delta + \gamma) + f \sin(\delta + \gamma)}{\sin(\delta + \gamma) + f \cos(\delta + \gamma)}$$

Полученное выражение в результате преобразований с подстановкой (8) приведем также к виду

$$F = P \frac{(f \cos \delta + \sin \delta) \rho(\varphi') - (\cos \delta - f \sin \delta) d\rho(\varphi')/d\varphi}{(\cos \delta - f \sin \delta) \rho(\varphi') + (f \cos \delta + \sin \delta) d\rho(\varphi')/d\varphi} \quad (25)$$

Так как реальные величины угла девиации δ являются малыми, вследствие чего $\sin \delta \approx \delta$, $\cos \delta \approx 1$, то выражение (25) можно представить так:

$$F = P \frac{(f + \delta) \rho(\varphi') - (1 - f\delta) d\rho(\varphi')/d\varphi}{(1 - f\delta) \rho(\varphi') + (f + \delta) d\rho(\varphi')/d\varphi} \quad (26)$$

В частности, для рассмотренного примера задания профиля копира в форме (11) с учетом представлений (14) вместо (26) будем иметь:

$$F(\varphi) = P(\varphi) \frac{(f + \delta)(1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi) + (1 - f\delta)\lambda\mu \sin 2\mu\varphi}{(1 - f\delta)(1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi) - (f + \delta)\lambda\mu \sin 2\mu\varphi} \quad (27)$$

где δ вычисляется по формуле (19). Заметим, что в правой части выражения (27) вместо $\varphi' = \varphi + \delta$ записано просто φ , что практически не искажает результаты из-за реальной малости δ .

В формуле (27) дробь в правой части представляет собой своего рода «обобщенный» коэффициент трения:

$$\bar{f}(\varphi) = \frac{1}{f} \frac{(f + \delta)(1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi) + (1 - f\delta)\lambda\mu \sin 2\mu\varphi}{(1 - f\delta)(1 - \lambda \sin^2 \mu\varphi) - (f + \delta)\lambda\mu \sin 2\mu\varphi} \quad (28)$$

Как следует отсюда, обобщенный коэффициент трения, практически не зависящий от ζ , при перемещении ролика вдоль копира изменяется в широких пределах, и при некоторых значениях параметров системы возможно его почти двукратное увеличение при перемещении ролика из начального положения к середине рабочего хода.

Итак, если радиальная сила P обусловлена лишь упругопластическими свойствами обрабатываемой детали, то тангенциальная сила $F = \bar{f}(\varphi)P$, пропорциональная P , в существенной мере зависит от угловой координаты штока.

Таким образом, при определенных сочетаниях значений параметров рассматриваемой системы тангенциальная сила, следовательно, и момент сопротивления движению ротора, может значительно превосходить теоретически ожидаемую величину fP_n . И это обстоятельство имеет большое значение для формирования динамического состояния ротора как массивного вращающегося тела, соединенного с электроприводом упругой торсионной связью.

Дальнейшие исследования направлены на исследование динамических явлений, возникающих в роторе, исходя из полученных результатов в данной работе.

Список литературы: 1. Кошкин Л.Н., Клусов И.А. Роторные машины и автоматические линии – Вильнюс, 1961 – 92 с. 2. Матвиенко А.В., Ищенко А.Л., Коваленко Т.В. Гибкие технологические системы на базе роторных машин // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Межд. сб. науч. трудов: - Донецк: ДонГТУ, 2001, Вып. 9. - С. 190 – 195. 3. Матвиенко А.В., Михайлов А.Н., Ищенко А.Л., Угнивенко Т.А. Технологический ротор для пластического формообразования внутренней резьбы на тонкостенном изделии // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Межд. сб. науч. трудов: - Донецк: ДонГТУ. 2001, Вып.17 - С.76-80.

Сдано в редакцию 20.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Калафатова Л.П.

РАСЧЕТ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ТОНКОСТЕННЫХ ТРУБ КЛИНОВИДНЫМИ НОЖАМИ

Еронец С.П., Бобровников В.В., Седуш С.В., Леонов В.Г.
(ДонНТУ, ЧП «ГидроДон», г. Донецк, Украина)

The results of theoretical and laboratory investigations of thick-wall tubes cutting process are given. These investigations have allowed obtaining the dependence for calculation of force parameters of cutting units.

В настоящее время тонкостенные трубы малого и среднего диаметра (до 60 мм) разрезают на мерные длины резцами, пилами, абразивными кругами и клиновидными ножами. Указанные способы резания трубного

проката требуют выполнения дополнительной последующей обработки торцов труб для удаления заусенцев и вмятин с целью улучшения товарного вида выпускаемой металлопродукции [1]. В связи с этим большое практическое значение имеют работы, связанные с созданием специальных режущих устройств, обеспечивающих качественную и скоростную резку труб. К таким устройствам следует отнести штампы, снабженные несколькими ножами и осуществляющие операцию по разделению трубы в два приема. Предварительно на корпусе трубы, зажатой двумя секционными ножами, выполняется надрез горизонтально движущимся ножом, а затем ножом клиновидной формы, совершающим вертикальное перемещение в пазу секционных ножей, производится основной рез с образованием выщечки в виде узкой полоски, ширина которой равна толщине клиновидного ножа. При этом на торцах разрезанной трубы отсутствуют заусеницы и вмятины [2].

Основным препятствием широкому внедрению подобных механических систем в производство является отсутствие теоретических положений, позволяющих рассчитать основные силовые параметры режущего устройства, необходимые для его проектирования.

В настоящей работе содержатся результаты теоретических и лабораторных исследований, проведенных для определения силы резания тонкостенных труб.

Для получения зависимости, позволяющей выполнить расчет усилия резания трубы вертикальным ножом с углом клиновидности $\alpha_{\text{кл}}$, воспользуемся схемой, показанной на рис. 1, отображающей относительное положение режущего инструмента поперечного сечения трубного проката в заключительной стадии процесса его разделения на части.

В соответствии с методикой определения усилия резания наклонными ножами, описанной в работе [3], искомая сила определяется по формуле:

$$P = k_1 k_2 k_3 \sigma_B F_{\text{рез}} \quad (1)$$

Здесь k_1 – коэффициент, учитывающий отношение максимального сопротивления срезу к пределу прочности; k_2 – коэффициент, учитывающий увеличение усилия резания при затуплении ножей; k_3 – коэффициент, учитывающий увеличение усилия резания из-за наличия бокового зазора между ножами; σ_B – предел прочности материала разрезаемой трубы, МПа; $F_{\text{рез}}$ – площадь сечения трубы в момент начала сдвига металла, мм².

На основании практических данных можно принимать следующие значения приведенных коэффициентов: $k_1 = 0,6 - 0,7$; $k_2 = 1,15 - 1,25$; $k_3 = 1,2 - 1,3$.

При разделении трубы клиновидным ножом сопротивление резанию оказывает не вся площадь ее поперечного сечения, а только часть, форма и размеры которой при одинаковом перемещении режущих кромок постоян-

но изменяются. Наибольшее сопротивление резанию будет фиксироваться в положении ножа, показанном на рис.1. При этом собственно резание (сдвиг) металла происходит по сечению BCE, поскольку по линии BC наступает его отрыв (скалывание).

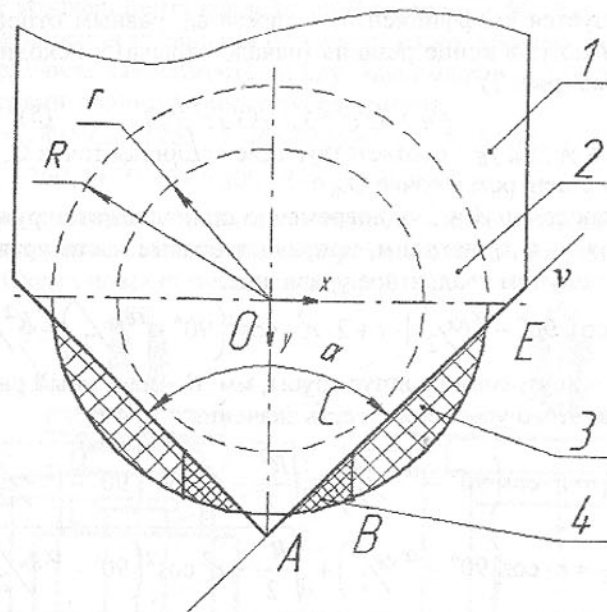


Рис. 1. Расчетная схема очага реза трубы при использовании клиновидного ножа.

Цифрами на рисунке обозначены: 1 – клиновидный нож, 2 – поперечное сечение трубы, 3 – очаг реза, 4 – участок очага, на котором происходит скол металла.

Площадь фигуры BCE можно определить как разницу значений интегралов на промежутке CE:

$$F_{BCE} = \int_{x_C}^{x_E} y_1(x) dx - \int_{x_C}^{x_E} y_2(x) dx \quad (2)$$

где x_E – абсцисса точки E в системе координат с центром в точке O; x_C – абсцисса точки C в системе координат с центром в точке O; y_1 – уравнение, описывающее окружность радиусом R; y_2 – уравнение, описывающее прямую v.

$$y_1 = \sqrt{R^2 - x^2}; \quad (3)$$

$$y_2 = b + k_b x, \quad (4)$$

где b – свободный член, численно равный ординате точки E ; k_b – коэффициент пропорциональности, численно равный $tg(90^\circ - \alpha_{Кл}/2)$.

Момент окончания собственно резания и начала отрыва (скалывания) характеризуется коэффициентом надреза ε_H , равным отношению глубины внедрения ножа в конце резания (начало отрыва) к исходной высоте сечения металла (рис. 1).

$$\varepsilon_H = (y_C - y_E)/(y_A - y_E). \quad (5)$$

Здесь y_C, y_A, y_E – соответствующие ординаты точек C, A, E в системе координат с центром в точке O .

Так как точки A и E одновременно принадлежат окружности и прямой ν , значения x_A и x_E находим, приравняв правые части уравнений (3) и (4). При этом получим квадратное уравнение:

$$x^2 - 2 \cdot r \cdot \cos\left(90^\circ - \frac{\alpha_{Кл}}{2}\right) \cdot x + 2 \cdot r^2 \cdot \cos^2\left(90^\circ - \frac{\alpha_{Кл}}{2}\right) - R^2/2 = 0, \quad (6)$$

где r – внутренний радиус трубы, мм; R – наружный радиус трубы, мм. Корни этого уравнения и есть значения x_A и x_E :

$$x_A = r \cdot \cos\left(90^\circ - \frac{\alpha_{Кл}}{2}\right) - \sqrt{\frac{R^2}{2} - r^2 \cos^2\left(90^\circ - \frac{\alpha_{Кл}}{2}\right)}; \quad (6)$$

$$x_E = r \cdot \cos\left(90^\circ - \frac{\alpha_{Кл}}{2}\right) + \sqrt{\frac{R^2}{2} - r^2 \cos^2\left(90^\circ - \frac{\alpha_{Кл}}{2}\right)} \quad (7)$$

Значение x_C можно определить с учетом выражения (5) из равенства отношений сходственных сторон подобных треугольников, приняв значение $\varepsilon_H = 0,3 - 0,4$

$$\varepsilon_H = (x_E - x_C)/(x_E - x_A). \quad (8)$$

Для получения аналитической зависимости усилия резания от геометрических параметров и материала трубы провели математический планированный эксперимент. При его проведении учитывались три фактора: внешний радиус трубы X_1 , толщина её стенки X_2 и предел прочности материала X_3 .

Пределы изменения указанных факторов были следующими:

X_1 – первый фактор, $R = 12 \dots 30$ мм;

X_2 – второй фактор, $\delta = 1 \dots 6$ мм;

X_3 – третий фактор, $\sigma_B = 200 \dots 400$ МПа.

Зависимость для определения усилия резания трубы в общем виде имеет вид:

$$Y = b_0 + b_1 X_1 + b_2 X_2 + b_3 X_3 + b_{12} X_1 X_2 + b_{23} X_2 X_3 + b_{13} X_1 X_3 \quad (9)$$

Обработка полученных результатов, выполненная в прикладном пакете STATISTICA, позволила рассчитать значения коэффициентов уравнения

регрессии, проверить их значимость по критерию Стьюдента и представить уравнение регрессии в кодированном виде:

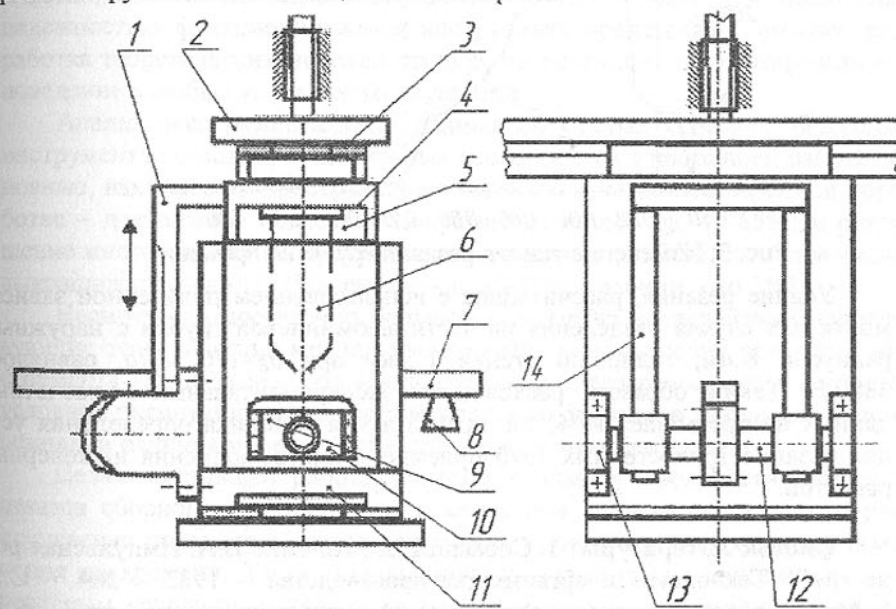
$$Y = 40670 + 15220 X_1 + 2100 X_2 + 11890 X_3 + 8111 X_1 X_2 + 7000 X_2 X_3 + 4778 X_1 X_3. \quad (10)$$

Значение коэффициента корреляции R составило 99,7%.

Выполнив перевод уравнения регрессии из кодированного вида в натуральный, получили зависимость между максимальным усилием резания трубы и факторами планированного эксперимента:

$$P_{\max} = 18959,2 - 1163,27 \cdot R - 4325,87 \cdot \delta - 42,81 \cdot \sigma_B + 360,49 \cdot R \cdot \delta + 5,309 \cdot R \cdot \sigma_B + 28,0 \cdot \delta \cdot \sigma_B. \quad (11)$$

С целью проверки справедливости полученной зависимости провели экспериментальные исследования на лабораторных ножницах процесса резания труб. Схема ножниц показана на рис.2.



1 – кронштейн; 2,3 – направляющие пластины; 4 – суппорт; 5 – зажим; 6 – клиновидный нож; 7 – горизонтальная зубчатая рейка; 8 – подрезной нож; 9,10 – ножи прижимные; 11 – плита; 12 – вал-шестерня; 13 – подшипниковая опора; 14 – вертикальная зубчатая рейка

Рис. 2. Схема лабораторных ножниц для резки тонкостенных труб

Для контроля силовых параметров процесса резки труб использовали тензорезисторный преобразователь, подключенный к измерительной сис-

теме, основанной на применении АЦП L-1250 в комплексе с ЭВМ.

Полученная в ходе эксперимента информация обрабатывалась и систематизировалась с помощью прикладного программного продукта MathCAD 7 Professional. В качестве примера на рис.3 приведен график изменения во времени силы резания алюминиевой трубки $\phi 16$ мм, полученный экспериментальным путем. На графике выделены три зоны: 1-зона внедрения ножа в тело трубы, 2 – зона реза, 3 – зона скола.

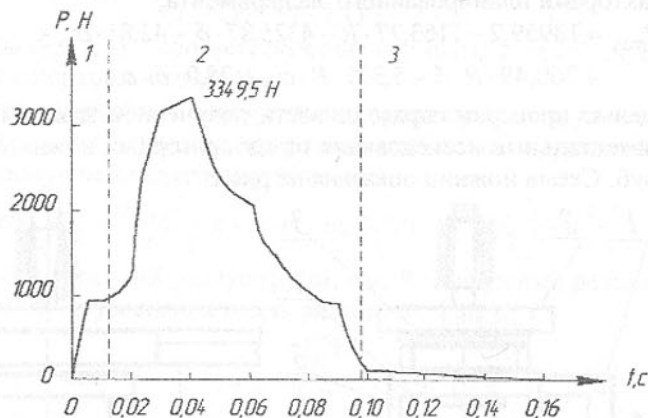


Рис. 3. Изменение усилия резания трубы во времени

Усилие резания, рассчитанное с использованием полученной зависимости для случая разделения на части алюминиевой трубки с наружным радиусом 8 мм, толщиной стенки 1,5 мм при $\sigma_B=170$ МПа, равнялось 3880 Н. Таким образом, расхождение экспериментальных и расчетных данных не превышает 16%, т.е. предлагаемая методика определения усилия резания тонкостенных труб приемлема для выполнения инженерных расчетов.

Список литературы: 1. Собакин Е.Д., Шлемко В.А. Импульсная резка труб// Технология и организация производства. – 1982. – №4. – С.58
2. Моделирование процесса качественной резки тонкостенных труб на летучих ножницах / С.П.Еронько, В.И.Руденко, В.В.Атаманюк и др.// Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Тематичний бірник наукових праць.- Краматорськ.- 2000.- С.125 – 128. 3. Королев А.А. Механическое оборудование прокатных цехов чёрной и цветной металлургии: – М: Металлургия, 1976. – 544 с.

Сдано в редакцию 20.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Матюха П.Г.

РАЗРАБОТКА ВЕРОЯТНОСТНОЙ МОДЕЛИ ОТКАЗОВ СБОРНОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Ивченко Т.Г. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

In the present work the problem of creation probability models of the modular cutting tool refusals under condition of normal distribution of the cutting process parameters and linear character of their change in time is solved.

Важнейшим этапом исследования надежности технических систем является изучение отказов их элементов и систем в целом. Имеется достаточно большое количество информации об отказах сборного режущего инструмента с механическим креплением многогранных неперетачиваемых пластин, полученной экспериментальным путем. Однако для управления надежностью функционирования инструмента представляет интерес разработка теоретических моделей отказов, позволяющих прогнозировать его поведение в любых условиях эксплуатации.

Анализ экспериментальных данных об отказах сборного режущего инструмента позволяет выделить для исследования в настоящей работе основные, наиболее распространенные виды его отказов при черновой обработке – достижение предельно допустимого износа (до 40-65%) и разрушение многогранной неперетачиваемой пластины (до 30-55%, в том числе: выкрашивания – до 15-35%, сколы – до 10-15%, поломки – до 5%).

Несмотря на достаточно большое количество исследований, существующие теоретические модели изнашивания и разрушения режущего инструмента [1] не позволяют адекватно описать его поведение в реальных условиях эксплуатации вследствие сложного характера процессов в зоне резания и наличия многочисленных возмущающих факторов.

Целью настоящей работы является создание вероятностной модели отказов сборного режущего инструмента при условии нормального распределения параметров процесса резания и линейном характере их изменения во времени. Такая модель, являясь достаточным приближением к реальным условиям, позволяет в аналитическом виде представить основные закономерности случайного изменения во времени параметров процесса изнашивания и разрушения лезвия инструмента, а также установить взаимосвязь этих параметров с условиями обработки.

На рис.1. представлены графики зависимости от времени величины износа по задней поверхности лезвия $h(\tau)$, критерия затупления $h_{кр}(\tau)$, силы резания $P_z(\tau)$, характеризующей действующую на лезвие режущего инструмента нагрузку и предельно допустимой силы резания $P_{ин}(\tau)$, характеризующей уровень его эксплуатационной прочности.

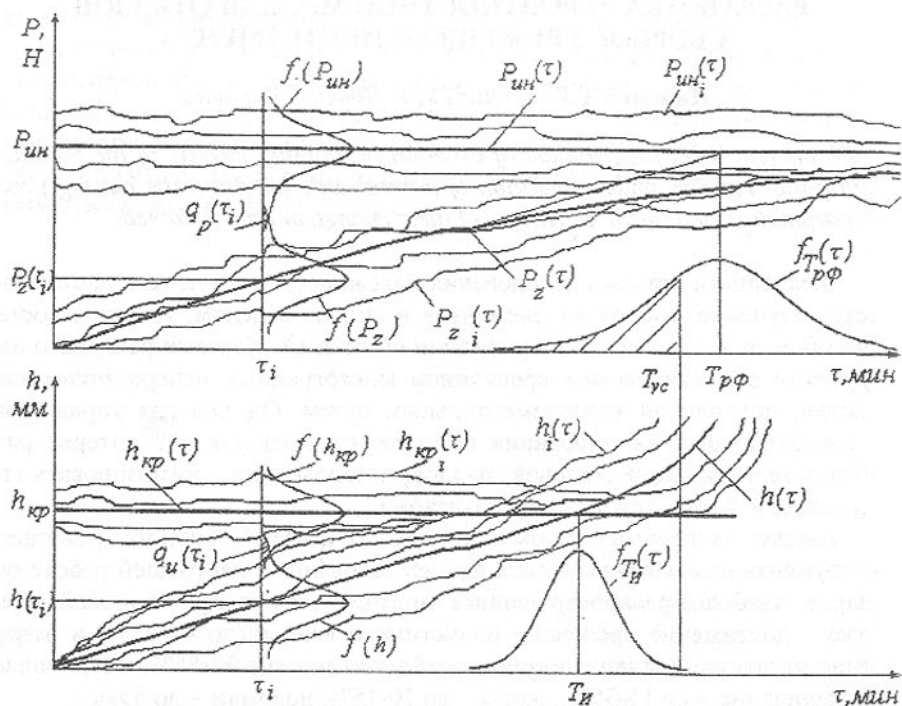


Рис. 1. Графики изменения во времени параметров процесса изнашивания и разрушения лезвия инструмента

Процесс изнашивания лезвия инструмента является случайным и для отдельных реализаций величины износа по задней поверхности лезвия $h_i(\tau)$ и критерия затупления $h_{кр}(\tau)$ характерны случайные скорости изнашивания $c_{hi} = \partial h_i(\tau)/\partial \tau$ и $c_{hкр} = \partial h_{кр}(\tau)/\partial \tau$, а также случайные приращения величины износа $\Delta h_i(\tau)$ за некоторый промежуток времени $\Delta \tau$. Всю совокупность реализаций износа и критерия затупления предполагается характеризовать нормальными законами распределения в любой момент времени τ . Для момента времени τ_i на рис. 1 представлены плотности вероятности нормального закона распределения износа по задней поверхности $f(h)$ и критерия затупления $f(h_{кр})$ с параметрами: $h(\tau_i)$ и $h_{кр}$ — средними значениями износа и критерия затупления в момент времени τ_i и среднеквадратичными отклонениями σ_h и $\sigma_{hкр}$. Изменение во времени средних значений износа описывается функцией $h(\tau)$, которая с достаточной точностью в пределах зоны нормального износа может быть принята линейной с постоян-

ной скоростью изнашивания c_h : $h(\tau) = h + c_h \tau$. Среднее значение критерия затупления $h_{кр}(\tau)$ не зависит от времени.

Вероятность отказа режущего лезвия в связи с достижением предельно допустимого износа определяется на основании сопоставления величины износа по задней поверхности $h(\tau)$ с критерием затупления $h_{кр}(\tau)$ и для нормальных законов распределения износов может быть определена в зависимости от времени τ следующим образом:

$$q_u(\tau) = \Phi \left[- \left(\frac{h_{кр} - c_h \tau}{\sqrt{\sigma_h^2 + \sigma_{hкр}^2}} \right) \right] = \Phi \left[- \left(\frac{h_{кр} / c_h - \tau}{\sqrt{\sigma_h^2 + \sigma_{hкр}^2}} \right) \right], (1)$$

где $\Phi(z)$ — нормированная функция Лапласа.

Полученное выражение позволяет от закона распределения износов перейти к закону распределения стойкости инструмента, который также является нормальным с параметрами: T_H — средним периодом стойкости и σ_T — среднеквадратичным отклонением:

$$T_H = h_{кр} / c_h; \quad \sigma_T = \sqrt{\sigma_h^2 + \sigma_{hкр}^2} / c_h. (2)$$

График плотности вероятности нормального закона распределения стойкости $f_{T_H}(\tau)$ с указанными параметрами представлен на рис. 1:

$$f_{T_H}(\tau) = \frac{1}{\sigma_T \sqrt{2\pi}} \exp \left[- \frac{(\tau - T_H)^2}{2\sigma_T^2} \right]. (3)$$

Графически вероятность отказа $q_u(\tau_i)$ представляет собой указанную на рис. 1 область пересечения кривых нормального распределения износов $f(h)$ и критерия затупления $f(h_{кр})$ в момент времени τ_i .

Нагрузка, действующая на лезвие режущего инструмента и характеризующаяся силой резания $P_z(\tau)$, а также его прочность, характеризуемая предельно допустимой силой $P_{ун}(\tau)$, представленные на рис. 1, изменяются во времени случайным образом. Для отдельных реализаций этих силы $P_{zi}(\tau)$ и $P_{уни}(\tau)$ характерны случайные скорости изменения $c_{Pi} = \partial P_{zi}(\tau)/\partial \tau$ и $c_{Pи} = \partial P_{уни}(\tau)/\partial \tau$, а также случайное их приращение $\Delta P_{zi}(\tau)$ за некоторый промежуток времени $\Delta \tau$. Всю совокупность реализаций сил, характеризующих нагрузку и прочность, предполагается характеризовать нормальными законами распределения в любой момент времени τ . Для момента времени τ_i на рис. 1 представлены плотности вероятности нормального закона распределения сил $f(P_z)$ и $f(P_{ун})$ с параметрами: $P_z(\tau_i)$ и $P_{ун}$ — средними значениями сил в момент времени τ_i и среднеквадратичным отклонением σ_P . Изменение во времени средних значений силы резания описывается функцией $P_z(\tau)$, которая с достаточной точностью может быть принята линейной с постоянной скоростью c_P : $P_z(\tau) = P_z + c_P \tau$. Среднее значение $P_{ун}(\tau)$ не

меняется во времени.

Вероятность разрушения устанавливается на основании сопоставления уровня прочности режущего лезвия $P_{ин}$ с уровнем действующей на него нагрузки P_z и для нормального закона распределения показателей прочности и нагрузки с коэффициентом вариации $V_P = \sigma_P / P_z$ вероятность разрушения режущего лезвия в зависимости от времени его работы равна [2]:

$$q_P(\tau) = \Phi\left[-(\eta - 1 - c\tau) / V_P \sqrt{(\eta^2 + 1)}\right] = \Phi\left[-((\eta - 1)/c - \tau)c / V_P \sqrt{(\eta^2 + 1)}\right], \quad (4)$$

где $\eta = P_{ин}/P_z$ - коэффициент безопасности, оценка которого возможна как на основании теоретических расчетов прочности инструмента и действующей на него нагрузки, так и на основании экспериментальных исследований: $c = c_P/P_z$.

Как следует из представленной зависимости, закон распределения фактической стойкости до разрушения в случае нормального распределения прочности и нагрузки также нормальный с параметрами: $T_{P\Phi}$ - фактическим средним значением периода стойкости до разрушения и $\sigma_{P\Phi}$ - среднеквадратичным отклонением, а так же коэффициентом вариации $V_{P\Phi}$:

$$T_{P\Phi} = (\eta - 1)/c; \quad \sigma_{P\Phi} = V_P \sqrt{(\eta^2 + 1)}/c; \quad V_{P\Phi} = V_P \sqrt{(\eta^2 + 1)}/(\eta - 1). \quad (5)$$

График плотности вероятности нормального закона распределения фактической стойкости до разрушения $f_{T_{P\Phi}}(\tau)$ с указанными параметрами представлен на рис. 1:

$$f_{T_{P\Phi}}(\tau) = \frac{1}{\sigma_{P\Phi} \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{(\tau - T_{P\Phi})^2}{2\sigma_{P\Phi}^2}\right]. \quad (6)$$

Графически вероятность разрушения $q_P(\tau)$ представляет собой указанную на рис. 1 область пересечения кривых нормального распределения сил $f(P_z)$ и $f(P_{ин})$ в момент времени τ .

В начальный период работы инструмента вероятность его отказа как в связи с износом, так и в связи с разрушением весьма мала. С увеличением износа и с неизбежным ростом в связи с этим силы резания вероятность обоих видов отказов возрастает. В процессе функционирования режущего инструмента проявляется один из них: инструмент либо разрушается, не достигнув предельно допустимого износа, либо снимается со станка по достижению предельно допустимого износа, при этом, не разрушившись. Поэтому в эксплуатации наблюдается не весь период фактической стойкости до разрушения, а только часть его, представленная на рис. 1 заштрихованной областью на графике $f_{T_{P\Phi}}(\tau)$, усеченная временем $T_{ус}$, которое может быть принято равным: $T_{ус} = T_{II} + 3\sigma_T$.

Взаимосвязь стойкости до разрушения $T_{P\Phi}$ со стойкостью до износа T_{II} устанавливается на основании следующих соотношений:

$$P_z(\tau) = P_z[h(\tau)] = P_z + c_{Ph}h(\tau) = P_z + c_{Ph}c_h\tau = P_z + c_P\tau, \quad (7)$$

где c_{Ph} - коэффициент, характеризующий скорость изменения силы резания в зависимости от износа: $c_P = c_{Ph}c_h = c_{Ph}h_{кр}/T_{II}$.

Закономерности изменения силы резания в зависимости от износа достаточно хорошо изучены [1]. На рис. 2 представлен график экспериментальной зависимости силы резания от износа по задней поверхности h , полученной для следующих условий: резец Т5К10, скорость резания $v = 196$ м/мин, подача $s = 0,1$ мм/об., глубина резания $t = 4$ мм [1]. С достаточной степенью точности он описывается линейной зависимостью:

$$P_z(h) = P_z + c_{Ph}h, \quad (8)$$

где $P_z = 1000$ Н, $c_{Ph} = 1100$ Н/мм.

Отсюда: $c = c_P/P_z = 1,1$ $h_{кр}/T_{II}$

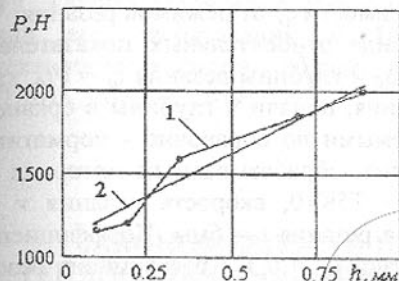


Рис. 2. Графики экспериментальной (1) и теоретической (2) зависимости силы резания от износа h

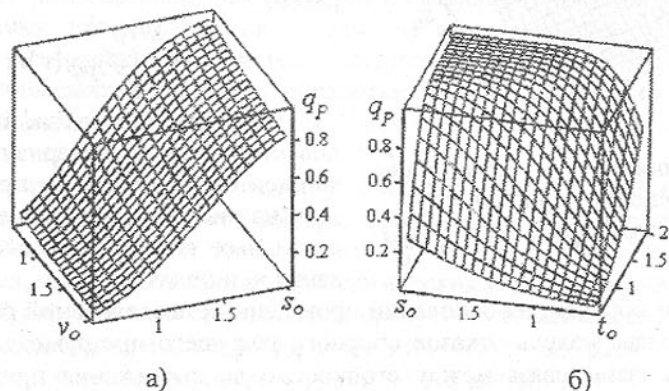


Рис. 3. Влияние относительных показателей режимов резания на вероятность разрушения инструмента при $t_0 = 1$ - а), при $v_0 = 1$ - б)

Для нормального закона распределения среднего периода стойкости с коэффициентом вариации $V_T = \sigma_T / T_{II} = 0,3$ получаем $T_{ус} = 1,9T_{II}$. Вероят-

ность разрушения к моменту времени T_{yc} в зависимости от режимов резания равна:

$$q_p(v_o, s_o, t_o) = \Phi \left[-(\eta(v_o, s_o, t_o) - 1 - 2,1h_{кр}) / V_p \sqrt{(\eta(v_o, s_o, t_o))^2 + 1} \right]. \quad (9)$$

На рис.3 представлены графики зависимости q_p от режимов резания.

Режимы резания представлены в виде относительных показателей скорости резания $v_o = v/v_0$, подачи $s_o = s/s_0$ и глубины резания $t_o = t/t_0$, характеризующих изменение скорости резания, подачи и глубины в сравнении с базовыми показателями, принимаемыми по справочно - нормативным данным [2]. За базу приняты условия: обрабатываемый материал – сталь 45, инструментальный материал – Т5К10, скорость резания $v = 114$ м/мин, подача $s = 0,47$ мм/об., глубина резания $t = 6$ мм. Коэффициент вариации показателей прочности и нагрузки $V_p = 0,3$. Коэффициент безопасности $\eta_0 = 3$.

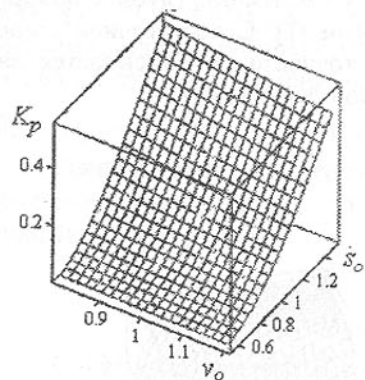


Рис. 4. Влияние режимов резания на соотношение периодов стойкости до разрушения $K_p = T_p/T_{p\phi}$

Таким образом, на основании проведенных исследований разработана вероятностная модель отказов сборного режущего инструмента, устанавливающая взаимосвязь между стойкостью до достижения предельно допустимого износа, нормируемой в настоящее время в справочной литературе, и стойкостью до разрушения. Представленные зависимости позволяют для любых условий эксплуатации прогнозировать вероятность разрушения сборного режущего инструмента в зависимости от режимов резания и средний период его стойкости до разрушения. На основании указанных зависимостей осуществляется разработка рекомендаций по выбору радио-

Фактический средний период стойкости до разрушения

$$T_{p\phi} = T_{II} (\eta - 1) / 1,1h_{кр}. \quad (10)$$

Средний период стойкости до разрушения, наблюдаемый в эксплуатации, исходя из плотности распределения стойкости до разрушения $f_{T_{p\phi}}(\tau)$ равен:

$$T_p = \int_0^{1,9T_{II}} f_{T_{p\phi}}(\tau) d\tau; \quad (11)$$

Соотношение указанных периодов стойкости характеризуется коэффициентом $K_p = T_p/T_{p\phi}$, представленным на рис. 4 в зависимости от относительных показателей скорости резания v_o и подачи s_o .

нальных условий обработки, обеспечивающих заданный уровень надежности сборного режущего инструмента.

Список литературы. 1. Развитие науки о резании металлов / Зорев Н.Н., Грановский Г.И. и др. - М.: машиностроение, 1967. - 416с. 2. Ивченко Т.Г. Оценка вероятности разрушения инструмента в зависимости от условий его эксплуатации // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. Вип. 10. - Краматорськ: ДДМА, 2000. - С.9-14.

Сдано в редакцию 23.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Малышко И.А.

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛООТДАЧИ ЭЛЕМЕНТОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ В УСЛОВИЯХ КОНВЕКТИВНОГО ТЕПЛООБМЕНА

Ивченко Т.Г., Нечепав В.Г., Бобырь Н.В. (ДонГТУ, г.Донецк, Украина)

The theoretical and experimental investigation of cutting tools temperature used for increasing of reliability. The creation of the optimum cutting conditions made the improvement of cutting tools effective exploitation.

Применение смазочно-охлаждающих технологических сред – один из наиболее распространенных способов повышения эффективности функционирования технологических систем. За счет снижения температуры элементов технологических систем, в первую очередь температуры в зоне резания, повышаются точность обработки и качество обработанных поверхностей деталей машин, стойкость режущего инструмента и производительность механообработки.

В связи с этим, для теплофизического анализа технологических систем большой практический интерес представляет исследование закономерностей конвективного теплообмена. Процесс и условия теплообмена твердых тел, входящих в состав технологических систем, с жидкой или газообразной окружающей средой характеризуется коэффициентом теплоотдачи α . Несмотря на то, что теоретический аппарат для расчета α достаточно хорошо разработан, рекомендации по его выбору для элементов технологических систем практически отсутствуют.

В настоящей работе решается задача исследования влияния условий конвективного теплообмена на закономерности изменения коэффициента теплоотдачи от элементов технологических систем в окружающую среду.

Коэффициент теплоотдачи α может быть определен двумя спосо-

бами. Первый основан на решении дифференциального уравнения, описывающего условия теплообмена на границе между твердым телом и средой:

$$\alpha(\Theta_s - \Theta_o) = -\lambda(\partial\Theta/\partial x), \quad (1)$$

где Θ_s , Θ_o – температуры поверхности, на которой происходит теплообмен, и среды соответственно; λ – коэффициент теплопроводности среды; x – ось системы координат с началом на поверхности теплообмена.

В этом случае для определения коэффициента теплоотдачи α необходимо знать градиент температуры и, следовательно, температурное поле в слое жидкости. Аналитическое решение подобной задачи весьма сложно и в большинстве случаев для реальных условий конвективного теплообмена в технологических системах может быть получено только численными методами.

В представляемой работе для расчета коэффициента теплоотдачи используется критериальное уравнение [1]:

$$Nu = C Re^m Pr^n Gr^p, \quad (2)$$

где C , m , p , x , y , z – коэффициент и показатели степеней, зависящие от способа подачи жидкости в зону обработки.

В состав критериального уравнения входят четыре безразмерных комплекса:

$$Nu = \alpha l / \lambda; Re = wl / \nu; Pr = \nu / \omega; Gr = \beta(\Theta_s - \Theta_o)gl^3 / \nu^2, \quad (3)$$

где Nu – критерий Нуссельта; Re – критерий Рейнольдса; Pr – критерий Прандтля; Gr – критерий Грасгофа; l – характерный размер; w – скорость потока; ν – кинематический коэффициент вязкости среды; ω – коэффициент температуропроводности; β – коэффициент объемного расширения; g – ускорение свободного падения.

На основании (2) и (3) при конвективном теплообмене коэффициент теплоотдачи равен:

$$\alpha = C_1 \lambda w^m \beta^p (\Theta_s - \Theta_o)^p / l^x \nu^z \omega^n, \quad (4)$$

где показатели степени $x = (1-m-3p)$, $z = (m-n+2p)$, $C_1 = Cg^p$.

В условиях естественной конвекции, достаточно распространенной в технологических системах, охлаждение происходит в неподвижной газобразной или жидкой среде: скорость потока $w = 0$ и критерий Рейнольдса $Re = 0$. При охлаждении в воздушной среде нагретых в процессе обработки поверхностей деталей, станков, технологической оснастки и инструмента коэффициент теплоотдачи (4) может быть представлен:

$$\alpha_{воздух} = 1,32(\Theta_s - \Theta_o)^{0,25} / l^{0,25}. \quad (5)$$

Величина коэффициента теплоотдачи существенно возрастает, если

охлаждение осуществляется не в воздушной, а в жидкой среде. Для воды, водных растворов и жидкостей, физические свойства которых мало отличаются от свойств воды, коэффициент теплоотдачи может быть определен:

$$\alpha_{вода} = 447,6(\Theta_s - \Theta_o)^{0,33} / l^{0,01}. \quad (6)$$

Взаимосвязь коэффициента теплоотдачи для воздуха и воды с характерным размером l (для вертикальных плит и валов – высота плиты и длина вала, для горизонтальных плит и валов – наименьший размер плиты и диаметр вала) и температурой поверхности Θ_s представлена на рис. 1.

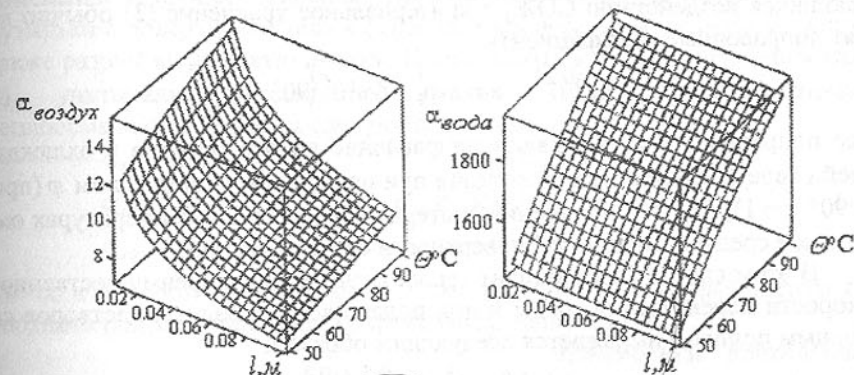


Рис. 1. Графики зависимостей коэффициента теплоотдачи для воздуха и воды от характерного размера l и температуры поверхности Θ_s

Из представленных графиков следует, что величина коэффициента теплоотдачи более чем в 100 раз возрастает, если охлаждение осуществляется не в воздушной, а в водной среде.

Рассчитанные коэффициенты теплоотдачи позволяют оценить скорость и время охлаждения в различных средах нагретых в процессе механообработки элементов технологических систем при регулярном режиме охлаждения. Для регулярного режима охлаждения характерен экспоненциальный закон изменения температуры $\Theta(\tau)$ от времени:

$$\Theta(\tau) = \Theta(0) \exp[-m_o \tau], \quad m_o = \alpha S / c\rho V, \quad (7)$$

где $\Theta(0)$ – температура нагретого тела в начальный момент охлаждения; m_o – скорость охлаждения, S, V – соответственно площадь поверхности и объем охлаждаемого тела; c – массовая теплоемкость, ρ – плотность вещества.

При заданной температуре охлаждения $\Theta_{охл}$ может быть рассчитано время охлаждения:

$$\tau_{охл} = [\ln \Theta_{охл} - \ln \Theta(0)] / m_o. \quad (8)$$

При прочих равных условиях время охлаждения в жидкой среде в сравнении с воздухом значительно ниже. Соотношение этих времен характеризуется коэффициентом K , позволяющем оценить эффективность использования в качестве охлаждающих сред различных жидкостей в сравнении с воздухом:

$$K = \tau_{\text{охл жид}} / \tau_{\text{охл возд}} = \alpha_{\text{жид}}(c\rho)_{\text{возд}} / \alpha_{\text{возд}}(c\rho)_{\text{жид}} \quad (9)$$

Для расчета коэффициента теплоотдачи при вынужденной конвекции среды, возникающей в случае принудительного движения жидкости или газа и имеющей место на поверхностях деталей и инструментов, подвергающихся воздействию СОЖ, в критериальное уравнение (2) обычно вводят поправочные коэффициенты

$$\xi = (Pr_o / Pr_s)^{0,25}; \quad \varepsilon = \exp[-4 \cdot 10^6 (90^\circ - \varphi)^3] \quad (10)$$

где поправки ξ и ε учитывают направление потока теплоты в охлаждающей среде и изменение теплоотдачи при наклоне струи под углом φ (при $\varphi = 90^\circ$ $\varepsilon = 1$); Pr_o, Pr_s - значения критерия Прандтля при температурах омывающей среды и омываемой поверхности соответственно.

В этом случае коэффициент теплоотдачи зависит преимущественно от скорости перемещения среды и при подаче воды и водных растворов свободным поливом выражается следующим образом:

$$\alpha_{\text{полив}} = 1,9 \cdot 10^3 \varepsilon w^{0,6} / l^{0,4} \quad (11)$$

При струйно-напорном способе подачи воды и водных растворов (при давлении жидкости до 2 Мпа) коэффициент теплоотдачи равен:

$$\alpha_{\text{напор}} = 2,6 \cdot 10^3 \varepsilon w^{0,8} / l^{0,2} \quad (12)$$

Указанные зависимости справедливы в случае, если температура водной среды не достигает температуры кипения, то есть не превышает 100°C . Известно, что на поверхностях деталей и инструмента в процессе механообработки возникают значительно более высокие температуры, достигающие в зоне резания $800^\circ\text{C} - 1000^\circ\text{C}$. В этом случае необходимо учитывать особенности теплообмена при изменении агрегатного состояния жидкости - кипении.

При естественной конвекции наибольший эффект от применения охлаждающей жидкости обеспечивается в пузырьковом режиме кипения, когда наблюдается максимально возможные образование и отрыв пузырьков пара от нагретой поверхности и коэффициент теплоотдачи увеличивается. Для воды и водных растворов этот диапазон соответствует $105 \leq \Theta_S \leq 120^\circ\text{C}$.

При более высокой температуре пузырьковый режим кипения переходит в пленочный. Пленка пара увеличивает термическое сопротивление,

сопротивление, коэффициент теплоотдачи снижается, а при температуре свыше 235°C остается практически постоянным.

Коэффициент теплоотдачи в кипящую жидкость α_k определяется следующим образом:

$$\begin{aligned} \alpha_k &\approx 170(\Theta_S - 100)^{1,86}, & \text{при } 105 \leq \Theta_S \leq 120^\circ\text{C}; \\ \alpha_k &= 3,33 \cdot 10^6 (\Theta_S - 100)^{-1,43}, & \text{при } 120 \leq \Theta_S \leq 235^\circ\text{C}; \\ \alpha_k &\approx 3 \cdot 10^3, & \text{при } \Theta_S \geq 235^\circ\text{C}. \end{aligned} \quad (13)$$

Движение жидкости по отношению к нагретой заготовке вносит изменения в процесс кипения. Движущаяся жидкость срывает паровые пузырьки с поверхности тела и ослабляет процесс пузырькового кипения, а также разрушает паровую пленку. Приведенный коэффициент теплоотдачи α_{np} , учитывающий совместное влияние кипения и конвективного теплообмена определяется следующим образом:

$$\begin{aligned} \alpha_{np} &\approx \alpha, & \text{при } \alpha_k \leq 0,5\alpha; \\ \alpha_{np} &= \alpha[(4\alpha + \alpha_k)/(5\alpha - \alpha_k)], & \text{при } 0,5\alpha \leq \alpha_k \leq 2\alpha; \\ \alpha_{np} &\approx \alpha_k, & \text{при } \alpha \geq 2\alpha, \end{aligned} \quad (14)$$

где α_k и α - соответственно независимо рассчитанные коэффициенты теплоотдачи при кипении и при конвективном теплообмене.

Взаимосвязь приведенного коэффициента теплоотдачи со скоростью среды w и температурой поверхности Θ_S представлена на рис.2. В области температуры 120°C наблюдается значительное увеличение коэффициента теплоотдачи.

Таким образом, в работе рассчитаны значения и установлены закономерности изменения коэффициента теплоотдачи при естественной конвекции, при вынужденном движении жидкости или газа, а также при изменении агрегатного состояния жидкости, что позволяет рассчитывать температуру элементов технологических систем.

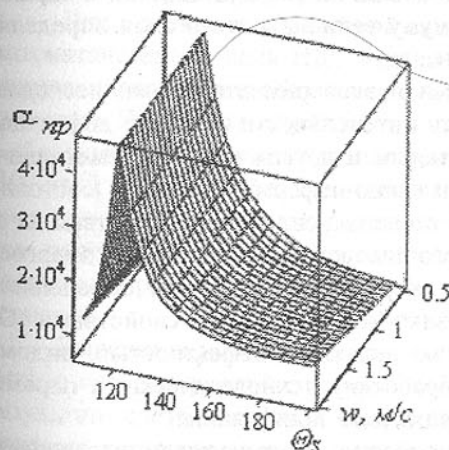


Рис.2. График зависимости коэффициента теплоотдачи от скорости охлаждающей среды w и температуры поверхности Θ_S

Список литературы: 1. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах - М.: Машиностроение, 1990. -288с.

Сдано в редакцию 20.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Калафатова Л.П.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ АЛМАЗНОГО ИНСТРУМЕНТА С ОБРАБАТЫВАЕМЫМИ ОБРАЗЦАМИ ИЗ ТЕХНИЧЕСКИХ СИТАЛЛОВ

Калафатова Л.П. (ДонНТУ г. Донецк, Украина)

Operation characteristics of glass materials goods depend on the defectness of the machined surface which is predetermined by the level of force and strain of grinding. The principles of modeling the technological processes of technical cetalls goods abrasive machining have been worked out. The methods of finite elements with the use of brittle destruction model based on the weakest link hypothesis has been used.

При механической обработке крупногабаритных изделий из хрупких неметаллических материалов типа ситаллов при съеме больших припусков на предварительных этапах формообразования образуется дефектный поверхностный слой, отрицательно влияющий на эксплуатационные характеристики изделий. Сведение к минимуму величины этого слоя определяет степень эффективности их обработки.

Выполненными теоретическими и экспериментальными исследованиями [1] подтверждена зависимость интенсивности развития дефектного слоя при обработке технических ситаллов и других хрупких неметаллических материалов от уровня напряженно-деформированного состояния (НДС) зоны резания, определяемого степенью силового воздействия на обрабатываемый материал (ОМ) при его диспергировании, то есть энергоемкостью процесса резания. В свою очередь энергоемкость определяется двумя категориями факторов: физико-механическими свойствами ОМ (прочностью, твердостью, хрупкостью, исходной дефектностью, видом и особенностями предшествующей обработки); технологическими параметрами процесса обработки, в том числе схемой шлифования.

Однако с этой точки зрения проблема практически не исследована. Отсутствуют достоверные сведения о глубине и структуре нарушенного обработкой слоя и влиянии на параметры дефектности технологических факторов процессов механической обработки. Особый интерес, с точки зрения возможной оценки эффективности процесса формообразования, представляет определение для различных областей зоны контакта инструмента и изделия (образца) степени готовности объемов материала к разру-

шению в зависимости от условий шлифования. Это позволит, ориентируясь на возникающую ситуацию с уровнем НДС в различных зонах образца, без проведения дорогостоящих лабораторных и производственных экспериментов моделировать рациональные технологические процессы обработки изделия, варьируя условия обработки.

Целью выполненных исследований является разработка средства моделирования НДС, учитывающее комплексную зависимость между входными параметрами процесса шлифования, уровнем силового воздействия на обрабатываемую поверхность и, как следствие, позволяющих прогнозировать интенсивность развития дефектности поверхностного слоя изделий.

Получить абсолютную оценку НДС зоны обработки не только аналитически или с использованием численных методов, но и экспериментально не представляется возможным из-за сложности и не изученности процессов, протекающих в деформируемом твердом теле при резании, многообразия факторов, в том числе и технологических, влияющих на конечный результат. На первых этапах проектирования технологических процессов обработки изделий достаточно получить решения, которые носили бы относительный, оценочный характер и позволяли, сопоставляя уровень НДС зоны резания, изменяющийся при вариации входных параметров технологического процесса, прогнозировать предпочтительность конкретных вариантов обработки.

Для решения поставленной задачи были разработаны компьютерноматематические модели НДС изделий - образцов при их шлифовании, основывающиеся на методах конечных элементов (МКЭ) и позволяющие исследовать НДС зоны обработки при взаимодействии трехмерного образца с абразивным инструментом при реализации конкретных схем обработки. При этом решались задачи теории упругости для изотропного, бездефектного трехмерного образца с целью приближенной оценки возникающих в нем напряжений. Влияние исходной дефектности материала образца на полученное решение учитывалось за счет его физико-механических характеристик.

Решение задачи осуществлялось МКЭ с применением итерационного метода подконструкций с трехуровневой последовательностью сеток [2]. В результате счета получены: координаты узлов конечных элементов; нормальные и касательные напряжения в узлах всех конечных элементов; и главные напряжения в их узлах. Учитывая большой объем численной информации, для облегчения его анализа была разработана программа, позволяющая визуально оценить интенсивность напряженного состояния образца в различных сечениях.

Рассматривалось изменение уровня НДС в обрабатываемом материале при моделировании различных вариантов схем плоского шлифования (рис. 1), отличающихся направлением силового воздействия на обрабатываемую поверхность при равенстве во всех трех случаях величины результирующего его значения \bar{q}_Σ . Величина \bar{q}_Σ выбиралась, исходя из обеспечения нарушения прочности ситалла в зоне контакта, и была принята равной $\bar{q}_\Sigma = 20,0$ МПа.

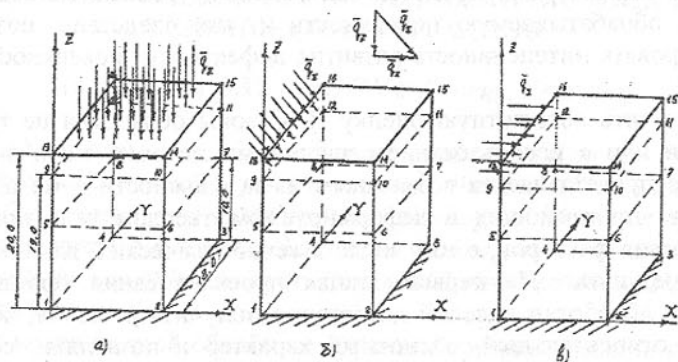


Рис. 1. Схемы дискретизации образцов при реализации схем плоского шлифования: а) – торцового с перекрытием поверхности обработки режущей поверхностью круга (подача только на врезание); б) – периферией круга при условии перекрытия поверхности обработки шириной круга; в) – торцового с поперечной подачей круга

Исходя из физико-механических характеристик обрабатываемых материалов, которые относятся к категории весьма хрупких, оценка их напряженного состояния при моделировании процесса шлифования достаточно объективно может осуществляться с помощью теории прочности Мора [3] по значениям эквивалентных напряжений $\sigma_{экр}$. В соответствии с этой теорией условием прочности будет являться соотношение

$$\sigma_{экр} = \sigma_1 - \sigma_3 \frac{[\sigma_p]}{[\sigma_{сжс}]} \leq [\sigma_p],$$

где σ_1 и σ_3 – соответственно наибольшее и наименьшее по алгебраической величине значения главных напряжений в конкретной точке деформируемого тела; $[\sigma_p]$ и $[\sigma_{сжс}]$ – соответственно допускаемые растягивающие и сжимающие напряжения обрабатываемого материала.

Наибольший интерес, с точки зрения развития дефектного слоя, обусловленного обработкой, представляет величина $\sigma_{экр}$ в приповерхностных слоях деформируемых образцов, сосредоточенных вблизи места приложе-

ния нагрузки. В рассматриваемом примере это область с координатами $Z = 17,88 \dots 20,0$ мм; $X = 0 \dots 18,0$ мм; $Y = 0 \dots 20,0$ мм.

На рис. 2 представлены графики изменения $\sigma_{экр}$ в зависимости от глубины залегания (относительно координаты Z), которые свидетельствуют о существенном влиянии способа приложения нагрузки, то есть схемы шлифования.

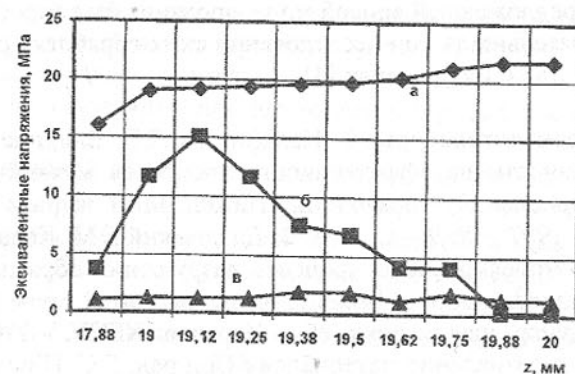


Рис. 2. Изменение величины эквивалентных напряжений в зависимости от глубины залегания при моделировании шлифования образцов ситалла по схемам плоского шлифования: а) – торцового; б) – периферией круга; в) – торцового с поперечной подачей круга

Наиболее неблагоприятной с точки зрения распределения напряжений в объеме образца является схема торцового шлифования без поперечной подачи (схема «а»). Учитывая, что уровень напряженного состояния обрабатываемого материала определяет глубину проникновения дефектного слоя h_d , можно заключить следующее. Величина h_d будет увеличиваться по мере разворота результирующей сил резания \bar{q}_Σ в направлении от нормального по отношению к удаляемому припуску до нормального к обрабатываемой поверхности (переход от схемы «в» к схеме «а»). Причем эта тенденция будет усугубляться с ростом усилий резания, который физически может зависеть, например, от интенсивности режимов обработки, степени износа инструмента.

Как показали результаты моделирования различных схем плоского шлифования, способ приложения нагрузки, ее направление существенно влияют на энергоёмкость процесса диспергирования припуска. Установлено, что наиболее рациональными с точки зрения уменьшения развитости дефектного слоя, являются условия шлифования, обеспечивающие разворот результирующей силы резания в

удаляемый припуск и уменьшение уровня силы.

По результатам выполненных исследований можно заключить следующее. Предлагаемый способ моделирования НДС обрабатываемого изделия позволяет спрогнозировать тенденцию изменения глубины развития дефектного слоя при сопоставлении различных вариантов обработки, отличающихся величиной, направленностью и областью приложения усилий резания. Предложенный способ моделирования был апробирован и показал свою состоятельность при исследовании схем обработки реальных изделий в производственных условиях [4].

Список литературы: 1. Калафатова Л.П. Влияние технологической наследственности на эффективность процессов механической обработки стекломатериалов // Справочник. Инженерный журнал. - М.: Машиностроение. - 1997. - № 9. - С. 7-11. 2. Дашевский Е.М., Калафатова Л.П. Компьютерное моделирование процесса разрушения образца из ситалла при алмазном шлифовании // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. научно-техн. сб. - Харьков: ХГПУ. - 1997. - Вып. 51. - С. 83-85. 3. Сопrotивление материалов / Под ред. Г.С. Писаренко. - К.: Вища школа, 1986. - 755 с. 4. Калафатова Л.П. Влияние схемы шлифования на надежность процесса обработки изделий из стекломатериалов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Зб. наук. праць. - Краматорськ: ДДМА - 1999. - Вип. 9. - С. 218-221.

Сдано в редакцию 24.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Матюха П.Г.

ОСОБЕННОСТИ ОДНОСТОРОННЕГО РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ

Малышко И.А., Коваленко В.И.
(ДонГТУ, г. Донецк, Украина)

The article is dedicated to detection of intercoupling between power and geometrical parameters of process of drilling, and also influencing of accuracy of manufacturing of a cutting tool on nature of arising forces of cutting.

Изучению процесса резания при сверлении посвящены многие исследования, в частности, [1 - 3]. Однако, в этих трудах процесс сверления рассматривается, в основном, с точки зрения физики самого процесса.

Целью работы является выявление взаимосвязи между силовыми и геометрическими параметрами процесса сверления, а также влияния точности изготовления режущего инструмента на характер возникающих сил резания. В работе поставлена задача: выявить влияние взаимоотношения

между точностью инструмента и принятой подачей на характер процесса резания при сверлении.

На основании выполненных ранее исследований [4] установлено, что наличие погрешностей заточки вызывает появление неуравновешенной радиальной силы резания ΔP_y , оказывающей влияние на точность обработки отверстий при сверлении. Расчеты показывают, что колебания ΔP_y соизмеримы с величиной радиальной составляющей силы резания P_y на одной режущей кромке, а иногда могут быть равны этой силе.

В работе рассмотрено влияние величины погрешности заточки сверла на возникновение и величину неуравновешенной радиальной силы резания.

При симметричной заточке сверла исходное положение его режущих кромок A_0A_0 и C_0C_0 (рис. 1а) также симметрично. При повороте сверла (с рабочей подачей) на 180° режущие кромки сместятся в осевом направлении на величину подачи на зуб $s_z = 0,5s$, где s - подача сверла, и займут положение A_1A_1 и C_1C_1 . При этом толщина среза a_o для каждой из режущих кромок может быть найдена из треугольника EFG по выражению

$$a_o = s_z \sin \varphi, \quad (1)$$

где φ - главный угол в плане. Так как снимаемые каждой режущей кромкой толщины среза равны, то и действующие на кромки радиальные силы резания P_y также равны между собой и результирующая этих сил резания равна нулю. Таким образом, для случая симметричной заточки сверла величина неуравновешенной радиальной силы резания $\Delta P_y = 0$.

В реальной практике металлообработки режущие кромки сверла всегда асимметричны. Согласно нормативным данным [5] регламентированы следующие значения допуска осевого биения режущих кромок сверл, приведенные в табл. 1; наличие указанного осевого биения вызывает появление неуравновешенной радиальной силы.

Таблица 1 - Допуск осевого биения режущих кромок сверл

Вид сверла	Диаметр сверла, мм	Допуск, мм	
		Точное исполнение	Общее назначение
Быстрорежущие	До 6	0,05	0,12
	6 - 10	0,10	0,18
	Св. 10	0,20	0,30
Оснащенные пластинами из твердого сплава	5 - 10	0,06	0,12
	Св. 10	0,08	0,15
Цельные твердосплавные	1 - 3	0,02	0,04
	Св. 3 - 12	0,04	0,06

Следует отметить, что с точки зрения величины неуравновешенной силы резания имеет значение не только абсолютная величина погрешности

заточки, но и ее относительное значение (по сравнению с величиной подачи на зуб, реализуемой на станке). Анализ показал, что существующие нормативы осевого биения зубьев могут превосходить величину подачи на зуб сверла.

Рассмотрим определение толщины среза для такого случая, когда при использовании сверл общего назначения величина осевого биения сверла B_o не меньше значения подачи на зуб: $B_o \geq s_z$ (рис. 16).

Исходное положение режущих кромок сверла (рис. 16₁) - $A''_o A'_o$ и $C''_o C'_o$ (Q''_o и O_o - воображаемые вершины сверла соответственно при асимметричной и симметричной заточке). При повороте сверла (без рабочей подачи) на 180° соответствующие режущие кромки займут положение $A''_o A''_o$ и $C''_o C''_o$; новое положение вершины сверла - Q''_o . При сравнении положения режущих кромок сверла до и после поворота на 180° определится погрешность заточки сверла в осевом направлении: $B_o = C''_o A''_o$.

На рис. 16₂ (сплошными линиями) показано три положения режущих кромок сверла при его перемещении с рабочей подачей: $A_o A_o$ и $C_o C_o$ - исходное положение; $A_1 A_1$ и $C_1 C_1$ - положение после поворота на 180° ; $A_2 A_2$ и $C_2 C_2$ - соответственно после поворота на 360° . Здесь: $s_z = O_o O_1 = O_1 O_2$ - подача на зуб; $s = O_o O_2$ - подача сверла.

Если бы заточка сверла была строго симметричной, каждое из режущих кромок (AA и CC) снимало бы толщину среза, равную a_o . Из анализа положений режущих кромок видно, что вследствие значительной асимметричности заточки сверла резание будет производиться только одной кромкой AA: толщина среза $a_{AA} > 0$. В это же время вторая кромка (CC) будет оставаться ненагруженной: толщина среза $a_{CC} = 0$. Таким образом, имеет место случай одностороннего резания. Единственная рабочая режущая кромка (AA) снимает максимальную (при данной подаче) толщину среза, численно равную удвоенной толщине среза a_o для случая симметричного резания: $a_{AA} = a_{max} = 2a_o$. Используя соотношение (1), величина a_o может быть определена из треугольника KLM. С учетом этого выражения колебание толщины среза для сверла в целом равно: $\Delta a = a_{AA} - a_{CC} = 2a_o$; или

$$\Delta a = 2s_z \sin \varphi. \quad (2)$$

Именно возникновение величины $\Delta a > 0$ определяет появление неравновешенной радиальной составляющей силы резания ΔP_y .

Для конкретизации поставленной задачи принят следующий числовой пример. Выполняется сверление отверстия $D = 23,6$ мм длиной $l = 60$ мм в чугуне НВ 187 - 196 твердосплавным сверлом общего назначения, имеющим следующие конструктивные параметры: двойной угол при вершине сверла $2\varphi' = 118^\circ$; радиус сердцевинки $r_c = 0,15r$ (где r - номинальный радиус сверла); сверло выполнено с плоской передней поверхностью ($\gamma_f = 6^\circ$).

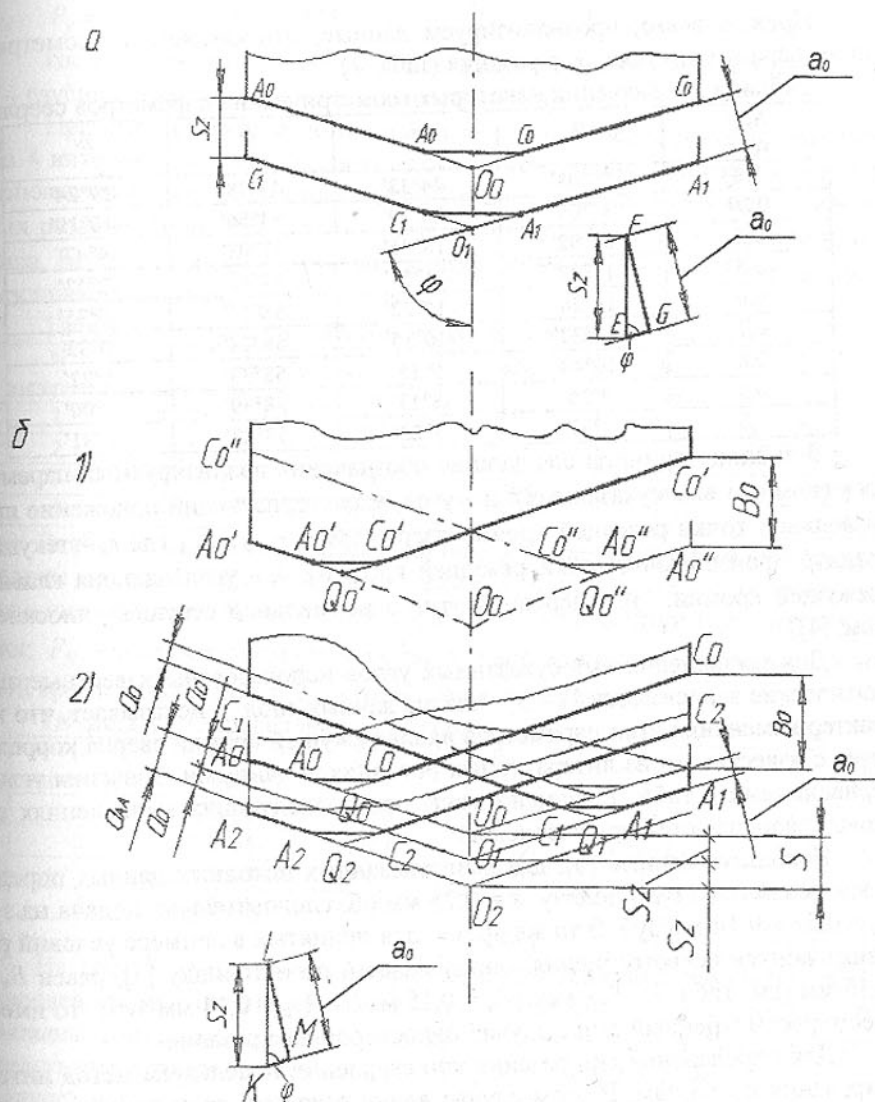


Рис. 1. Определение толщины среза при сверлении: а - при симметричной заточке сверла; б - при асимметричной заточке сверла, $B_o \geq s_z$; б₁ - исходное положение; б₂ - положение режущих кромок после поворота сверла на пол-оборота и 1 оборот

Прежде всего, проанализируем данные, относящиеся к геометрическим параметрам процесса резания (табл. 2).

Таблица 2 - Значения некоторых геометрических параметров сверла

$A_x = r_x / r$	μ	λ	φ	γ_N
0,183	55°03'	-44°38'	43°38'	-29°24'
0,29	31°09'	-26°19'	54°56'	-10°19'
0,4	22°02'	-18°45'	57°03'	-4°47'
0,5	17°27'	-14°54'	57°48'	-2°13'
0,6	14°24'	-12°22'	58°11'	-0°35'
0,7	12°22'	-10°35'	58°24'	0°32'
0,8	10°48'	-9°15'	58°33'	1°22'
0,9	9°36'	-8°13'	58°39'	2°00'
1,0	8°37'	-7°23'	58°43'	2°31'

В таблице приняты следующие обозначения анализируемых параметров (помимо вышеуказанных): μ - угол, характеризующий положение произвольной точки режущей кромки сверла ($\sin \mu = r_c / r_x$, где r_x - текущий радиус произвольной точки режущей кромки); λ - угол наклона главной режущей кромки; γ_N - передний угол в нормальной секущей плоскости (см. [4]).

Для вычисления вышеуказанных углов использованы известные аналитические зависимости [1 - 3]. Анализ данных табл. 2 показывает, что характер изменения этих параметров вдоль режущей кромки сверла коррелирует с известными из литературных источников данными. Значения углов, приведенных в табл. 2, использованы при последующих вычислениях силовых зависимостей при сверлении.

Используя данные [6], для вышеуказанных исходных данных определяем рекомендуемую подачу: $s = 0,28$ мм/об; следовательно, подача на зуб $s_z = 0,5s = 0,14$ мм/зуб. В то же время, для принятых в примере условий резания допуск осевого биения, определенный по источнику [5], равен $B_o = 0,15$ мм (см. табл. 1). Так как $\{B_o = 0,15 \text{ мм}\} > \{s_z = 0,14 \text{ мм/зуб}\}$, то имеет место рассмотренный выше случай одностороннего резания.

Для определения сил резания при сверлении используем метод интегрирования по частям. В этом случае длина режущей кромки условно разбивается на несколько интервалов; в середине каждого из интервалов рассчитывается значение силы резания, а затем производится суммирование по всем интервалам и таким образом находится полная величина искомой силы резания. Для определения сил резания используем аналитические зависимости, приведенные в работе [4]. В частности, радиальная сила резания P_y может быть определена из выражения, полученного после соответствующих преобразований аналитических зависимостей, взятых из [4]:

$$P_y = 0,9 \sigma_B s_z t \cdot [l + ctg(25^\circ + \gamma_N)] \cdot tg(20^\circ - \gamma_N) \cdot \cos(\varphi + \lambda - \Delta'), \quad (3)$$

где σ_B - предел прочности на растяжение обрабатываемого материала; t - глубина резания; Δ' - вспомогательный расчетный угол.

При выполнении расчетов режущая кромка сверла условно разделена на 4 интервала. В табл. 3 для каждого из интервалов приведены значения вспомогательных параметров, необходимых для последующих расчетов сил резания. Приняты в табл. 3 обозначения: ΔA_{xi} и Δb_i - ширина интервала, выраженная соответственно в долях радиуса сверла и в мм; Δ_i - угол отклонения стружки.

Таблица 3 - Значения некоторых вспомогательных параметров

N интервала	$A_x = r_x / r$		ΔA_{xi}	Δb_i , мм	Δ_i
	min...max	$A_{x \text{ расч}}$			
1	0,183 - 0,4	0,29	0,217	2,56	-26°47'
2	0,4 - 0,6	0,5	0,2	2,36	-15°26'
3	0,6 - 0,8	0,7	0,2	2,36	-11°07'
4	0,8 - 1,0	0,9	0,2	2,36	-8°46'

Значения сил резания, рассчитанные для анализируемого случая, приведены в табл. 4. Принятые обозначения: a - толщина срезаемого слоя; θ - угол скальвания; P_z - сила, действующая в направлении главного движения; P_N - составляющая силы резания, направленная по нормали к режущей кромке инструмента; P_y - радиальная сила резания.

Таблица 4 - Определение сил резания

N интервала	a_i , мм	θ_i	P_{zi} , Н	P_{Ni} , Н	P_{yi} , Н
1	0,2396	12°11'	570,0	367,4	53,0
2	0,2586	20°17'	360,8	166,0	47,8
3	0,2624	23°02'	329,0	132,8	46,4
4	0,2638	24°30'	314,4	117,6	45,2
		Σ	1574,2	783,8	192,4

На рис. 2 представлено графическое изображение изменения вдоль режущей кромки сверла взятых из табл. 4 величин толщины среза a и радиальной составляющей силы резания P_y , что позволяет более наглядно представить характер изменения анализируемых параметров. В качестве вывода по работе необходимо указать следующее. Анализ табл. 4 и рис. 2 позволяет выявить следующую закономерность: при перемещении расчетной точки от сердцевины сверла к периферии толщина среза a увеличивается, а составляющие сил резания P_z , P_N и P_y уменьшаются. Рост толщины среза a_i (при неизменной подаче на зуб s_z) вызвано увеличением главного угла в плане φ . Уменьшение составляющих сил резания P_z , P_N и P_y можно объяснить тем, что при соответствующем перемещении расчетной точки возрастает передний угол в нормальной секущей

плоскости γ_N (см. табл. 2), а следовательно, увеличивается угол скалывания θ [4], что и приводит к снижению указанных составляющих сил резания.

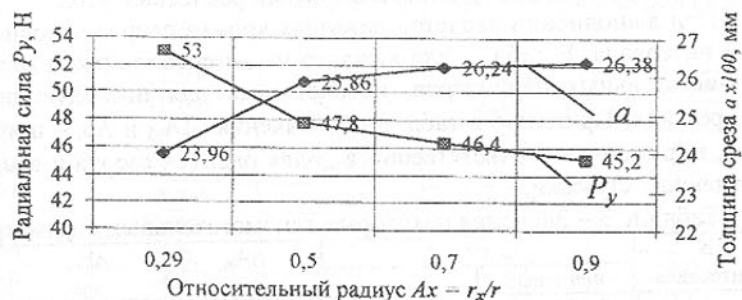


Рис. 2 – Изменение вдоль режущей кромки сверла толщин среза a и радиальной составляющей силы резания P_y

При оценке количественных результатов составляющих сил резания P_z , P_N и P_y следует иметь в виду следующие обстоятельства. При определении сил резания не учитывались силы, действующие на задние поверхности сверла; а также силы, дополнительно возникающие из-за смещения (эксцентриситета) оси сверла по отношению к оси шпинделя станка. Таким образом, можно предположить, что реальные значения сил резания будут выше сил, определенных расчетом; уточнение этого положения является предметом последующих исследований.

Список литературы: 1. Холмогорцев Ю.П. Оптимизация процессов обработки отверстий. – М.: Машиностроение, 1984. – 184 с. 2. Родин П.Р. Геометрия режущей части спирального сверла. – К.: Техніка, 1971. – 136 с. 3. Семенченко И.И., Матюшин В.М., Сахаров Г.Н. Проектирование металлорежущих инструментов. – М.: Машгиз, 1963. – 952 с. 4. Малышко И.А., Коваленко В.И. Определение неуравновешенной радиальной силы резания при сверлении / Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2002, Вып. 19. С. 119-123. 5. Справочник инструментальщика / И.А. Ординарцев, С.Г. Филиппов, А.Н. Шевченко и др.; Под общ. ред. И.А. Ординарцева. – Л.: Машиностроение. Ленингр. Отд-ние, 1987. – 846 с. 6. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 2/ Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с.

Сдано в редакцию 27.01.2003
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ГЛАВНОЙ СОСТАВЛЯЮЩЕЙ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ВДОЛЬ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ СВЕРЛА ПРИ СВЕРЛЕНИИ

Малышко И.А., Положа Д.А. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

In the given work it is considered a problem of definition of analytical dependence for definition change of the main making force of cutting at drilling.

При сверлении стандартными сверлами отверстий глубиной более 3-х диаметров происходит пакетирование стружки в стружечных канавках инструментов. В настоящее время для предотвращения пакетирования стружки осевой инструмент рекомендуется 5-7 раз выводить из отверстия и удалять стружку из канавок, что сказывается на производительности обработки. Проблема транспортировки стружки по стружечным канавкам сверла рассматривалась в работах [1], [3]. Однако в этих работах рассматривали температурные зависимости, полученные экспериментальным путем. Процесс управления отводом стружки из зоны обработки возможен только на основе аналитических законов изменения температуры в зависимости от главной составляющей силы резания.

Поэтому целью данной работы является аналитическое определение закономерности изменения главной составляющей силы резания вдоль режущей кромки сверла.

Для получения аналитической зависимости изменения главной составляющей силы резания, необходимо решить следующие задачи:

- получить аналитическую зависимость коэффициента усадки стружки в зависимости от радиуса кривизны обрабатываемого отверстия;
- получить интегральный закон изменения главной составляющей силы резания в зависимости от величины переднего угла γ ;
- на основе аналитической модели изменения силы, получить график ее изменения вдоль режущей кромки сверла при обработке материала Сталь 45 в зависимости от радиуса кривизны отверстия.

В процессе эксплуатации большое влияние на сверло оказывают силы резания, поэтому необходимо знать какие значения принимает главная составляющая силы резания вдоль режущей кромки сверла. До настоящего времени в практике для определения силы резания пользовались эмпирическими формулами. Главным недостатком этих формул является то, что они были получены на основе экспериментальных данных и позволяли определить только среднее значение главной составляющей силы резания.

В ходе проведенных исследований, было установлено, что на главную составляющую силы резания оказывает влияние, передний угол, параметры срезаемого слоя и коэффициент усадки стружки.

Коэффициент усадки стружки можно определить экспериментально, но при переменном переднем угле γ , деформация стружки также изменяется, поэтому этот метод не пригоден в данном случае применительно к отверстиям. На основе накопленных данных, в настоящее время есть возможность получить аналитическую зависимость, для определения коэффициента усадки стружки при несвободном резании, что ранее было невозможным.

Коэффициент усадки стружки, ранее определялся по зависимости, выведенной И.А. Тиме для ортогонального резания [2]. Однако данные формулы, были получены для свободного резания, и не учитывают особенностей обработки отверстий осевым инструментом, а именно радиуса кривизны обрабатываемого отверстия. Применительно к условиям обработки отверстий целесообразно использовать полученную С.Н. Филоненко аналитическую зависимость для определения угла Θ с учетом кривизны обрабатываемой поверхности [3], но формула имеет ряд допущений, которые могут сказаться на точности вычислений.

Зная закономерность распределения главной составляющей силы резания P_z , мы можем установить закон распределения температуры резания.

В данной работе рассмотрен вопрос определения тангенциальной составляющей силы резания при образовании сливной стружки.

Обработка сверлением происходит в условиях переменных передних углов по длине лезвий, а также переменного коэффициента усадки стружки, непосредственно влияющего на величину главной составляющей силы резания.

Для определения главной составляющей силы резания аналитическим путем, использована следующая зависимость [2]:

$$P_z = \tau_{сд} ab \left(\frac{k - \sin \gamma}{\cos \gamma} + \operatorname{tg} c \right), H \quad (1)$$

где τ – сопротивление деформации при резании; k – коэффициент усадки стружки; a – толщина срезаемого слоя; b – ширина срезаемого слоя; $c=45^\circ$ – сумма угла действия и угла сдвига.

Особенностью определения составляющей силы резания является то, что необходимо учесть изменение переднего угла вдоль режущей кромки сверла, а также коэффициент усадки стружки. Анализ уравнения (1) показал, что главная составляющая силы резания зависит от переднего угла, и коэффициента усадки стружки. Для определения изменения величины главной составляющей силы резания, нам необходимо знать изменение переднего угла вдоль режущей кромки инструмента.

Передний угол γ в любой точке x нормального сечения режущей кромки, определяется по формуле [4]:

$$\operatorname{tg} \gamma_{nx} = \frac{(1 - \sin^2 \mu_x \sin^2 \varphi) \operatorname{tg} \varpi_x}{\sin \varphi \cos \mu_x} - \cos \varphi \operatorname{tg} \mu_x, \quad (2)$$

где $\sin \mu_x = \frac{a_x}{r_x}$; r_x – расстояние от оси сверла до касательной к про-

екции режущей кромки на плоскость, перпендикулярную к оси сверла; μ_x – угол между радиусом окружности, на которой лежит данная точка x и проекцией режущей кромки на плоскость, перпендикулярную к оси сверла; ω_x – угол наклона винтовой образующей поверхности канавки, проходящей через точку x .

Для определения угла сдвига, воспользуемся зависимостью предложенной А.А. Виноградовым в работе [5], связывающей угол сдвига при ортогональном резании θ со свойствами обрабатываемого материала:

$$\Theta = \arccos \left(\frac{q_F}{S_b \sqrt{2}} \right) - \frac{\pi}{4} + \gamma, \quad (3)$$

где q_F – средние напряжения на площадке контакта;
 S_b – напряжения в плоскости сдвига.

После использования основных положений приведенных в работах [5], [6], и после соответствующих преобразований получим окончательную формулу, для расчета коэффициента усадки стружки с учетом радиуса кривизны обрабатываемого отверстия:

$$k_{a2} = \frac{R(\sin \gamma + \operatorname{tg} \psi \cos \gamma) - \sqrt{R^2(\sin \gamma + \operatorname{tg} \psi \cos \gamma)^2 - aD_o(1 + \operatorname{tg}^2 \psi)}}{a(1 + \operatorname{tg}^2 \psi)}, \quad (4)$$

где D_o – диаметр средней линии срезаемого слоя, $D_o = 2R - a$;

$$\psi = \arccos \left(\frac{q_F}{S_b \sqrt{2}} \right) - \frac{\pi}{4}$$

Таким образом, при определении главной составляющей силы резания необходимо использовать коэффициент усадки стружки учитывающий радиус кривизны обрабатываемого отверстия, определяемый его диаметром. Наличие кривизны обрабатываемого отверстия вызывает увеличение коэффициента усадки стружки.

На рис. 1 видно, что с увеличением переднего угла, т.е. при перемещении от сердцевины к периферии сверла, составляющая силы резания уменьшается, что связано с уменьшением коэффициента усадки стружки и изменением переднего угла сверла.

Для определения закономерностей изменения главной составляющей суммарной составляющей силы резания, проинтегрируем выражение (1) по γ :

$$P_z = \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} \pi ab \left(\frac{k - \sin \gamma}{\cos \gamma} + tgc \right) d\gamma; \quad (5)$$

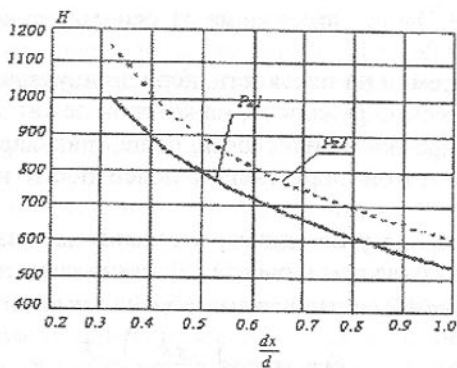


Рис. 1. Изменение главной составляющей силы резания вдоль режущей кромки сверла P_{z1} – Без учета кривизны поверхности; P_{z2} – С учетом кривизны поверхности

Для определения закономерности изменения главной составляющей силы резания вдоль режущей кромки сверла, проинтегрируем уравнение (58) по частям. Для этого разобьем диапазон интегрирования.

$$P_z = \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} \pi ab \left(\frac{k - \sin \gamma}{\cos \gamma} + tgc \right) d\gamma = \int_{\gamma_1}^{\gamma_0} \pi ab \left(\frac{k - \sin \gamma}{\cos \gamma} + tgc \right) d\gamma + \int_{\gamma_0}^{\gamma_2} \pi ab \left(\frac{k - \sin \gamma}{\cos \gamma} + tgc \right) d\gamma$$

$$P_z = 550 \cdot 0.16 \cdot 2 \left(1.696 \cdot \ln \left(\frac{1}{\cos \gamma} + tgc \right) \Big|_0^{-33^\circ} + 1.696 \cdot \ln \left(\frac{1}{\cos \gamma} + tgc \right) \Big|_{30^\circ}^0 + \right.$$

$$\left. + \ln \cos \gamma \Big|_0^{-33^\circ} + \ln \cos \gamma \Big|_{30^\circ}^0 + \gamma \Big|_{0.4}^{-33^\circ} + \gamma \Big|_{30^\circ}^0 \right) = 790 H$$

Главная составляющая силы резания имеет нелинейный характер, принимая максимальное значение у сердцевинки сверла, и плавно изменяется к периферии сверла, что связано с уменьшением коэффициента усадки стружки. Радиус кривизны обрабатываемого отверстия приводит к увеличению главной составляющей силы резания (см. рис.1). Таким образом, в работе приведена аналитическая зависимость для определения главной составляющей силы резания с учетом изменения переднего угла сверла и коэффициента усадки стружки, учитывающего радиус кривизны обрабатываемого отверстия. Зная изменение главной составляющей силы резания, вдоль режущей кромки сверла позволяет в дальнейшем определить закономерность распределения температуры резания в стружке и вдоль

режущей кромки сверла, и соответственно управлять процессом стружкоотвода из зоны обработки.

Список литературы: 1. Маршуба В.П. Дрожжин В.И. Повышение эффективности глубокого сверления отверстий в алюминиях на агрегатных станках линиях спиральными сверлами малого диаметра за счет совершенствования отвода стружки. //Междунар. Науч. Техн. Сборник «Резание и инструмент в технологических системах.» Вып. 52. Харьков:ХГПУ. 1998г. С. 81-87 2. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.:Машиностроение,1975.-330с. 3. Филоненко С.Н. Резание металлов. – К.: Техника, 1975. – 232 с. 4. Семенченко И.И. Проектирование металлорежущих инструментов. – М., 1963.-922с. 5. Виноградов А.А. Физические основы процесса сверления труднообрабатываемых материалов твердосплавными сверлами. – К.: Наукова думка, 1985. – 264 с. 6. Татьянченко А. Г. Влияние кривизны обрабатываемой поверхности на характер тепловыделения по задней поверхности инструмента при обработке отверстий. / Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2002, Вып. 19.

Сдано в редакцию 22.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ВПЛИВ ЧАСУ ШЛІФУВАННЯ І ЗЕРНИСТОСТІ АЛМАЗІВ НА СКЛАДОВІ СИЛИ РІЗАННЯ

Матюха П.Г. (ДонНТУ, м.Донецьк, Україна)

In the paper it is considered the influence of grinding time and graininess of diamonds on cutting force components and parameters determining the loading on a solitary grain at the machining of steel P6M5Ф3.

Підвищення продуктивності та якості обробки важкооброблюваних сталей і сплавів при одночасному зменшенні її собівартості – одна із важливіших проблем сучасного машинобудування. Її розв'язання тісно пов'язане з використанням новітніх високих технологій, складовою частиною яких є математичні моделі процесу, що дозволяють не тільки описувати процес, а й прогнозувати і оптимізувати його вихідні показники. В ці моделі входять і математичні залежності для визначення показників обробки, наприклад, сил різання.

Сили різання, що виникають при шліфуванні, визначають такі вихідні параметри обробки як зношування круга, якість обробленої поверхні, а також витрати потужності на виконання процесу шліфування.

$$P_z = \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} \pi ab \left(\frac{k - \sin \gamma}{\cos \gamma} + tgc \right) d\gamma; \quad (5)$$

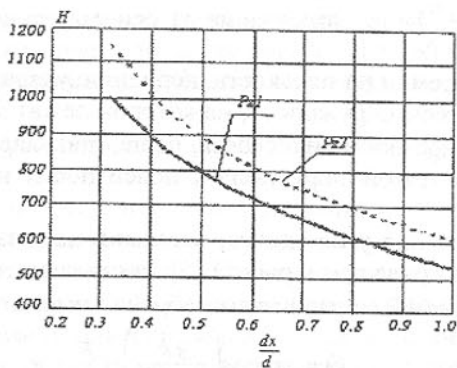


Рис. 1. Изменение главной составляющей силы резания вдоль режущей кромки сверла P_{z1} – Без учета кривизны поверхности; P_{z2} – С учетом кривизны поверхности

Для определения закономерности изменения главной составляющей силы резания вдоль режущей кромки сверла, проинтегрируем уравнение (58) по частям. Для этого разобьем диапазон интегрирования.

$$P_z = \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} \pi ab \left(\frac{k - \sin \gamma}{\cos \gamma} + tgc \right) d\gamma = \int_{\gamma_1}^{\gamma_0} \pi ab \left(\frac{k - \sin \gamma}{\cos \gamma} + tgc \right) d\gamma + \int_{\gamma_0}^{\gamma_2} \pi ab \left(\frac{k - \sin \gamma}{\cos \gamma} + tgc \right) d\gamma$$

$$P_z = 550 \cdot 0.16 \cdot 2 \left(1.696 \cdot \ln \left(\frac{1}{\cos \gamma} + tgc \right) \Big|_0^{-33^\circ} + 1.696 \cdot \ln \left(\frac{1}{\cos \gamma} + tgc \right) \Big|_{30^\circ}^0 + \right.$$

$$\left. + \ln \cos \gamma \Big|_0^{-33^\circ} + \ln \cos \gamma \Big|_{30^\circ}^0 + \gamma \Big|_{04}^{-33^\circ} + \gamma \Big|_{30^\circ}^0 \right) = 790 H$$

Главная составляющая силы резания имеет нелинейный характер, принимая максимальное значение у сердцевинки сверла, и плавно изменяется к периферии сверла, что связано с уменьшением коэффициента усадки стружки. Радиус кривизны обрабатываемого отверстия приводит к увеличению главной составляющей силы резания (см. рис.1). Таким образом, в работе приведена аналитическая зависимость для определения главной составляющей силы резания с учетом изменения переднего угла сверла и коэффициента усадки стружки, учитывающего радиус кривизны обрабатываемого отверстия. Зная изменение главной составляющей силы резания, вдоль режущей кромки сверла позволяет в дальнейшем определить закономерность распределения температуры резания в стружке и вдоль

режущей кромки сверла, и соответственно управлять процессом стружкоотвода из зоны обработки.

Список литературы: 1. Маршуба В.П. Дрожжин В.И. Повышение эффективности глубокого сверления отверстий в алюминиях на агрегатных станках линиях спиральными сверлами малого диаметра за счет совершенствования отвода стружки. //Междунар. Науч. Техн. Сборник «Резание и инструмент в технологических системах.» Вып. 52. Харьков:ХГПУ. 1998г. С. 81-87 2. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.:Машиностроение,1975.-330с. 3. Филоненко С.Н. Резание металлов. – К.: Техника, 1975. – 232 с. 4. Семенченко И.И. Проектирование металлорежущих инструментов. – М., 1963.-922с. 5. Виноградов А.А. Физические основы процесса сверления труднообрабатываемых материалов твердосплавными сверлами. – К.: Наукова думка, 1985. – 264 с. 6. Татьянченко А. Г. Влияние кривизны обрабатываемой поверхности на характер тепловыделения по задней поверхности инструмента при обработке отверстий. / Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2002, Вып. 19.

Сдано в редакцию 22.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ВПЛИВ ЧАСУ ШЛІФУВАННЯ І ЗЕРНИСТОСТІ АЛМАЗІВ НА СКЛАДОВІ СИЛИ РІЗАННЯ

Матюха П.Г. (ДонНТУ, м.Донецьк, Україна)

In the paper it is considered the influence of grinding time and graininess of diamonds on cutting force components and parameters determining the loading on a solitary grain at the machining of steel P6M5Ф3.

Підвищення продуктивності та якості обробки важкооброблюваних сталей і сплавів при одночасному зменшенні її собівартості – одна із важливіших проблем сучасного машинобудування. Її розв'язання тісно пов'язане з використанням новітніх високих технологій, складовою частиною яких є математичні моделі процесу, що дозволяють не тільки описувати процес, а й прогнозувати і оптимізувати його вихідні показники. В ці моделі входять і математичні залежності для визначення показників обробки, наприклад, сил різання.

Сили різання, що виникають при шліфуванні, визначають такі вихідні параметри обробки як зношування круга, якість обробленої поверхні, а також витрати потужності на виконання процесу шліфування.

Існуючі математичні залежності для розрахунків сил різання при шліфуванні дозволяють розраховувати загальні значення величин складових сил різання в той час, як для керування процесом необхідна інформація і про параметри, які визначають навантаження на одиночне зерно.

В запропонованій статті зроблена спроба досягнути цієї мети за допомогою розроблених нами методик розрахунків складових сил різання, а також величин, що їх обумовлюють.

Для дослідження впливу часу шліфування і зернистості алмазів на сили різання при плоскому алмазному шліфуванні використаємо формули для розрахунку складових сил різання $P_{ук}, P_{зк}$ [1]

$$P_{зк} = \frac{\left(\frac{\sqrt{1+M^2 a_z \cos \omega}}{\sin \beta} + \kappa_3 M \mu_3 \right) b z_p C}{1 + \left(\frac{\sqrt{1+M^2 a_z \cos \omega}}{\sin \beta} + \kappa_3 M \mu_3 \right) b z_p \frac{4 \alpha \alpha V_k \sqrt{H} \alpha_6}{\sqrt{\pi \lambda V_o S}}}, \quad (1)$$

$$P_{ук} = \left(\frac{\sqrt{1+M^2 a_z \sin \omega}}{\sin \beta} + \kappa_3 M \mu_3 \right) b z_p \left(C - \frac{4 \alpha \alpha V_k \sqrt{H} \alpha_6}{\sqrt{\pi \lambda V_o S}} P_{зк} \right), \quad (2)$$

де $M = 1 + 2(\pi/4 - \beta)$ – відношення нормальних і дотичних напружень;
 a_z, b – товщина і ширина одиночного зрізу, мкм;
 β, ω – відповідно кут зсуву та кут дії;
 κ_3 – коефіцієнт, що враховує закон розподілу нормальних напружень на площадці контакту (зношування);
 μ – коефіцієнт тертя в місці контактування задньої поверхні алмазного зерна з поверхнею різання;
 l_3 – розмір контактної площадки на задній поверхні зерна, мм;
 z_p – кількість зерен, що одночасно контактують з поверхнею різання на зготовці, шт;
 α, λ – відповідно коефіцієнт температуропровідності, м²/с, і теплопровідності, Вт/(м·К), оброблюваного матеріалу.
 α – коефіцієнт введення, що враховує кількість теплоти, що надійшла в деталь;
 S – площа зони контактування заготовки із шліфувальним кругом, мм²;
 C – початкова ордината лінійної залежності, що відображає вплив температурно швидкісних умов шліфування на величину дотичних напружень;
 V_k – швидкість круга, м/с.

Товщина одиночного зрізу з урахуванням висоти нерівностей поверхні різання знаходиться з формули

$$a_z = \begin{cases} a_{z \max} & \text{при } a_{z \max} > R_{\max}; \\ a_{z \max} + R_{\max} & \text{при } a_{z \max} \leq R_{\max}; \end{cases} \quad (3)$$

де R_{\max} – максимальна висота нерівностей на поверхні різання, а максимальна товщина комоподібного зрізу –

$$a_{z \max} = R_k - \sqrt{\left(\frac{V_o l_\phi}{60 V_k} \right)^2 + R_k^2} - 2 \frac{V_o l_\phi R_k}{60 V_k} \sqrt{\frac{2 t_\phi}{R_k}} \quad (4)$$

В наведених формулах (3 та (4))

l_ϕ – фактична глибина шліфування, мм;

l_ϕ – фактична окружна відстань між двома послідовно контактуючими рівно високими зернами, мм;

V_o – швидкість переміщення столу, мм/хв;

R_k – радіус круга, мм.

Якщо прийняти модель алмазного зерна в вигляді кулі, то фактична окружна відстань між двома послідовно контактуючими зернами може бути знайдена за формулою

$$l_\phi = \frac{20}{\sqrt[3]{i N_z}} \sqrt{\frac{d}{d-h_k}} \cdot \frac{\alpha' + \beta(60 V_k / V_o)}{\sqrt{F(t_\phi)}}, \quad (5)$$

де i – вміст зерен в одиниці об'єму алмазовмісного шару шліфувального круга;

N_z – середня кількість алмазних зерен в одному караті, шт/карат;

d – діаметр моделі алмазного зерна в формі кулі, мм;

h_k – критична глибина заземлення зерна в зв'язці;

α', β – відповідно вільний член і коефіцієнт регресії, що відображає вплив режимів шліфування на окружну відстань між контактуючими зернами;

$F(t_\phi)$ – вірогідність того, що зерно попадає в проміжок розміром t_ϕ .

Із використаних в формулі (5) величин час шліфування впливає на величину вірогідності попадання зерна в проміжок розміром t_ϕ . Цей вплив враховується з допомогою коефіцієнту $K\tau$

$$F(t_\phi, \tau) = F(t_\phi) K\tau, \quad (6)$$

де τ – час шліфування, хв;

$$K\tau = A1 \cdot \tau^{q1}$$

Тут $A1, q1$ – емпіричний коефіцієнт і показник ступеню.

Таким же чином враховується вплив часу обробки на довжину контактних площадок на зернах

$$l_3(\tau) = C1 \tau^q, \quad (7)$$

де $C1, q$ – емпіричні коефіцієнт і показник ступеню.

Ширина зрізу b при відсутності перекриття зрізів в поперечному на-

прямку функціонально залежить від товщини зрізу і визначається формою ріжучого виступу на алмазному зерні. Якщо прийняти форму виступу в вигляді конуса з округленою вершиною, то поперечна форма перерізу буде складатися із сегментоподібної і трапецевидної ділянок, а ширину зрізу можна визначити за формулою Маслова Е.М.

$$b = 2\sqrt{2\rho a'_z - a_z^2 + (a'_z - a_z)g\varepsilon_m}, \quad (8)$$

де b – ширина зрізу для довільної точки m поперечного профілю, мкм;

ρ – радіус округлення вершини, мкм;

ε_m – кут профілю зерна, град;

a_z, a'_z – глибини перерізу, що відповідають сегментоподібній ділянці профілю і точці, що розглядається, мкм.

З метою проведення дослідження, на основі формул (1) – (8) була розроблена спеціальна програма для ПЕОМ куди ввійшла і методика визначення висоти нерівностей на поверхні різання, яка докладно описана в роботі [2]. Перевагою виконання досліджень з допомогою розробленої програми є те, що вона дозволяє розкрити механізм впливу факторів, що досліджуються, на складові сили різання через зміну параметрів поперечного перетину одиночних зрізів, величина яких визначається з урахуванням висоти нерівностей на поверхні різання, кількості зерен, що одночасно знаходяться в роботі, розмірів контактних площадок на зернах.

Розрахунки складових сил різання $P_{ук}$ і $P_{зк}$ були виконані для плоского візного алмазного шліфування зразків із швидкорізальної сталі Р6М5Ф3 шліфувальними кругами ІА1 250×16×5×75 із алмазів АС6 зернистістю 100/80, 160/125/ 250/200.

Розглянемо вплив часу шліфування і зернистості алмазів на складові сили різання $P_{ук}$ і $P_{зк}$ на основі виконаних розрахунків, що приведені на рис. 1, а, б. Як видно із наведених графіків (Рис. 1, а), для всіх зернистостей, які досліджувались, із збільшенням часу шліфування складові сили різання збільшуються. Зростанню складових сил різання сприяє збільшення величини площадок контакту на задній поверхні зерна l_3 , а також кількості зерен, що одночасно знаходяться в контакті з оброблюваним матеріалом z_p внаслідок зменшення з плином часу різновисотного розташування зерен. Одночасно зменшення різновисотності зерен сприяє поменшанню поперечного перетину зрізу, що приходить на одне зерно, за рахунок зменшення товщини комоподібного зрізу a_{zmax} , максимальної висоти нерівностей поверхні різання R_{max} і ширини зрізу b (Рис. 1, б).

Із збільшенням зернистості алмазів збільшуються розміри поперечного перерізу зрізів, що приходяться на одне зерно, а також величина площадок контакту на задній поверхні, але кількість одночасно контактуючих зерен зменшується. Внаслідок домінуючого впливу кількості одночасно

контактуючих зерен складові сили різання зменшуються.

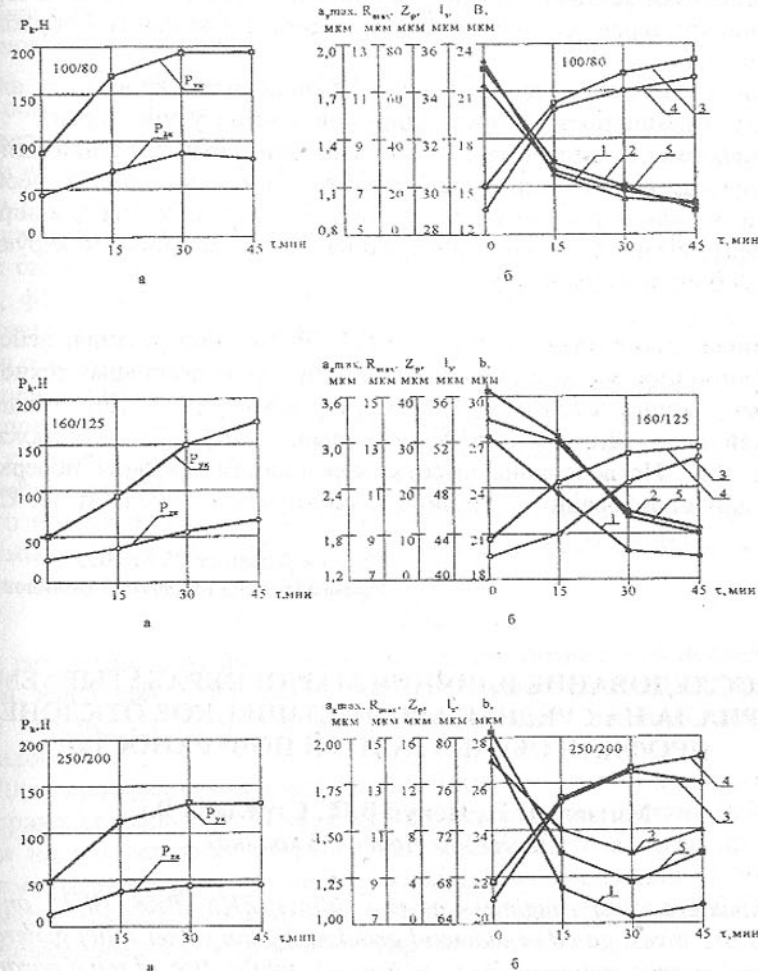


Рис. 1. Вплив часу шліфування на складові сили різання (а) та параметри, що визначають навантаження на одиночне зерно (б) при обробці сталі Р6М5Ф3 кругами різної зернистості ($V_k=35$ м/с, $V_d=6$ м/хв, $t=0,015$ мм)
1 – a_{zmax} ; 2 – R_{max} ; 3 – z_p ; 4 – l_3 ; 5 – b .

Таким чином, виконані дослідження дозволяють зробити наступні висновки:

- товщину одиночного зрізу в основному визначає максимальна висота не-

рівностей поверхні різання R_{\max} внесок якої досягає 84%;
- збільшення складових сил різання із збільшенням часу обробки обумовлене збільшенням величини площадок контакту на задній поверхні зерна, а також кількості зерен, що одночасно знаходяться в контакті з оброблюваним матеріалом;

- зменшення складових сил різання із збільшенням зернистості алмазів обумовлене зменшенням кількості одночасно контактуючих зерен.

Здобута інформація дозволить вірно призначати характеристики шліфувального круга для конкретних умов обробки, своєчасно вносити необхідні корективи під час обробки і в подальшому буде використана для вирішення задач оптимізації алмазного шліфування з електроерозійними керуючими діями на роботу поверхню круга.

Список літератури: 1. Матюха П.Г. Расчет сил резания, действующих на единичное зерно и шлифовальный круг. Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Сб. научно-техн. тр. / Под общ. Ред. А.Н.Михайлова. – Донецк: ДонГУ 1994, Вып.1. С 65 – 73. 2. Матюха П.Г., Терехова Л.К. Исследование высоты неровностей профиля поверхности резания при шлифовании // Резание и инструмент. 1990. Вып 44. С. 114-121.

Сдано в редакцію 20.01.2003
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ МАРКИ ОБРАБАТЫВАЕМОГО МАТЕРИАЛА НА СРЕДНЕЕ АРИФМЕТИЧЕСКОЕ ОТКЛОНЕНИЕ ПРОФИЛЯ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Матюха П.Г., Цокур В.П., Стрелков В.Б.
(ДонНТУ, г.Донецк, Украина)

The parameters of a roughness of firm alloys BK6, BK8, BK15 and steel P6M5Ф3 are investigated at diamond grinding by the wheel relief generated by spark-erosion preparation under conditions of stabilization of relief parameters.

Повышение производительности обработки является одной из проблем машиностроения, что в равной мере относится и к алмазному шлифованию твердых сплавов. Как известно, производительность обработки ограничивается возможностью оборудования, инструмента и качества обработки.

В настоящее время технические ограничения представляются в виде регрессионных зависимостей, получение которых связаны с большими затратами времени.

Задача может быть значительно упрощена, если некоторые технические ограничения, налагаемые, например, температурой графитизации алмазов, определять теоретически. Для этого необходимо найти максимальную мгновенную толщину единичного среза, которая определяет наибольшую нагрузку на единичное зерно в зоне контакта круга с деталью. Для ее определения необходимо знать параметры неровности поверхностей поверхности резания, методика расчета которых для пластичных материалов нами уже разработана, когда обрабатываемый материал рассматривается как однородный и изотропный [1]. Твердые сплавы не обладают такими свойствами, поэтому применение этой методики при шлифовании твердых сплавов, возможно лишь в том случае, когда параметры шероховатости, формируемые одним и тем же рельефом круга, при обработке пластичного материала и твердых сплавов, качественно сходно зависят от режимов обработки.

Представим среднее арифметическое отклонение профиля, формируемое при обработке твердых сплавов, с помощью произведения коэффициента k , представляющего собой отношение параметра шероховатости при шлифовании твердого сплава $R_{a\text{тв спл}}$ к параметру шероховатости пластичного материала $R_{a\text{пл мат}}$, сформированного одним и тем же рельефом круга умноженного на параметр шероховатости рассчитанный для пластичного материала, в этом случае:

$$R_{a\text{тв спл}} = k \cdot R_{a\text{пл мат}}$$

В результате появляется возможность аналитического исследования загрузки зерна при шлифовании твердого сплава с помощью методики расчета параметров шероховатости на поверхности резания пластичных материалов [1].

Для определения значения коэффициента k при плоском шлифовании твердых сплавов BK6, BK8, BK15 и быстрорежущей стали P6M5Ф3 и влияния на его величину скорости перемещения стола были проведены экспериментальные исследования. Эксперименты проводили на модернизированном (рис.1) плоскошлифовальном станке модели 3Д711АФ11, обеспечивающим электроэрозионную правку круга.

Модернизация плоскошлифовального станка заключается в электрической изоляции шпинделя 4 станка от фланцев 2, в которых закрепляется алмазный круг 1, с помощью диэлектрической прокладки 5, а также изоляции болта 3, предназначенного для крепления фланцев к шпинделю, с помощью диэлектрической шайбы 7. Для изоляции правящего электрода 10 от магнитной плиты 9 использовалась пластина 8 из гетинакса.

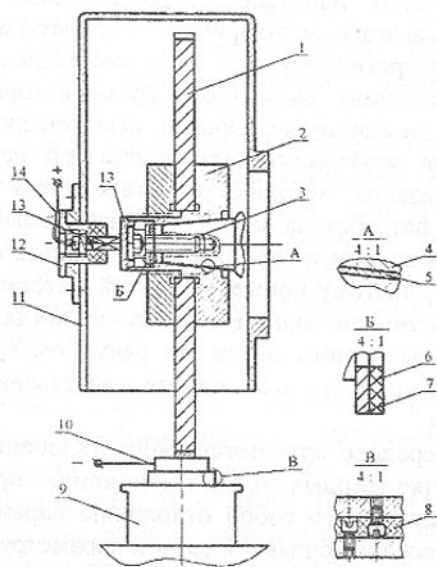


Рис. 1. Схема модернизации станка 3Д711АФ11 для осуществления электроэрозионной правки

При правке источником технологического тока являлся блок электропитания ИТТ-35. В качестве СОЖ использовали 0,3%-ный водный раствор кальцинированной соды.

Обработку образцов проводили алмазным кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 100/80-4-М2-01, установленном на фланце согласно схемы модернизации (см. рис.1). Перед экспериментом круг правили электроэрозионным способом на медном электроде. Режимы правки: механические - скорость круга $V_{кр} = 35$ м/с, продольная скорость стола $V_{ст} = 6$ м/мин; поперечная подача $S_{пон} = 2,5$ мм/ход, глубина резания $t = 0,005 \pm 0,010$ мм; электрические - напряжение холостого хода $U_{хх} = 50$ В, сила тока $I = 5-8$ А.

Параметр шероховатости R_a исследовали на образцах из быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и твердых сплавов ВК6, ВК8, ВК15, обработанных врезным шлифованием на следующих режимах: $V_{кр} = 35$ м/с, $t = 0,015$ мм, $V_{ст} = 3, 6, 9$ и 12 м/мин. Для стабилизации рельефа рабочей поверхности круга (РПК) перед обработкой образцов производилась приработка рабочей поверхности на твердом сплаве ВК6 в течении 15 мин.

Крепление образца 3 из быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и твердых сплавов 4,5,6 (соответственно ВК-15, ВК-8, ВК6) осуществлялось в струбцине 1 с помощью крепежного винта 2. Струбцина с образцами закреплялась на магнитной плите стола (рис. 2).

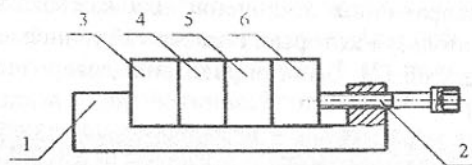


Рис. 2. Схема закрепления образцов

Параметр шероховатости образцов R_a измеряли на профилометре модели 283 завода «Калибр». Количество измерений на одном образце равнялось шести, каждый эксперимент повторяли три раза. Результаты экспериментов подверглись статистическому анализу на однородность дисперсий (табл.1). Для оценки однородности дисперсий использовали критерий Кохрана [2].

$$q = \frac{S^2_{i \max}}{\sum_{i=1}^n S^2_i}$$

где $S^2_{i \max}$ – максимальное значение дисперсии в исследуемых выборках, мкм^2 ;

S^2_i – дисперсии выборок, мкм^2 ;

n – количество выборок.

Таблица 1 - Анализ однородности дисперсий при шлифовании твердых сплавов на различных режимах по жесткой схеме кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 100/80-4-М2-01

Обрабатываемый материал	Дисперсии параметра шероховатости S^2_i , мкм^2 , при шлифовании со скоростью стола $V_{ст}$, м/мин				Значение критерия Кохрана		Средне взвешенная дисперсия	Средне взвешенное отклонение	Доверительный интервал
	3	6	9	12	Экспериментальное	Табличное			
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Р6М5Ф3	0,00071	0,00035	0,00287	0,00318	0,447	0,5895	0,000180	0,01332	$\pm 0,0065$
ВК6	0,00032	0,00019	0,00131	0,00063	0,536	0,5895	0,000611	0,02472	$\pm 0,0208$
ВК8	0,00070	0,00054	0,00327	0,00259	0,461	0,5895	0,000506	0,02250	$\pm 0,0189$
ВК15	0,00048	0,00046	0,00131	0,00063	0,575	0,5895	0,001648	0,04059	$\pm 0,0341$

Влияние скорости стола при обработке различных материалов на параметр шероховатости R_a показано на рисунке 3.

Как показали результаты анализа табл. 1, значения критерия Кохрана, полученные для выборочных дисперсий по каждому исследуемому материалу при различных величинах продольной скорости стола, меньше табличного значения критерия, что говорит об однородности дисперсий.

Учитывая это обстоятельство, были определены средневзвешенная дисперсия и среднеквадратичное отклонение для каждого материала (см. табл.1, столбец 8,9) используя которые, а также табличное значение критерия Стьюдента равное 2,06 [2], были определены доверительные интервалы (табл.1 столбец 10).

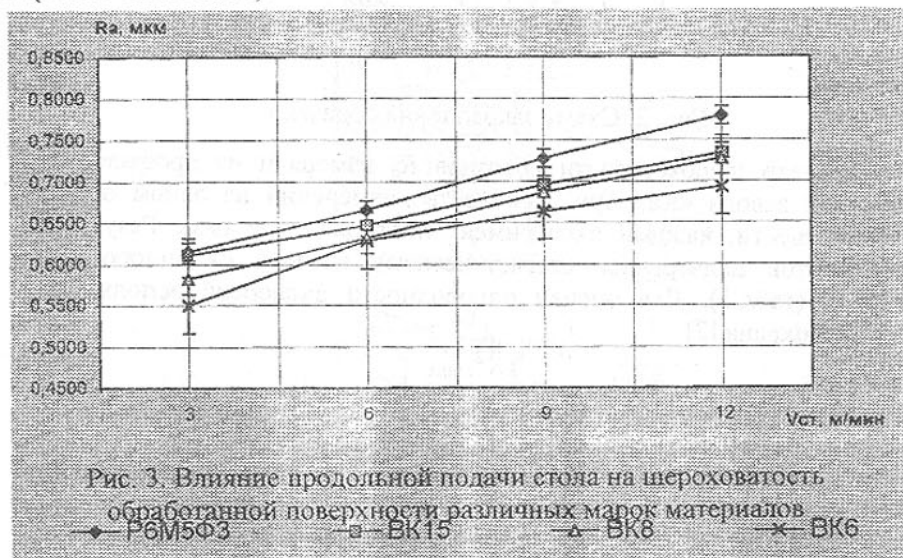


Рис. 3. Влияние продольной подачи стога на шероховатость обработанной поверхности различных марок материалов

По средним значениям параметров шероховатости, сформированных при обработке быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и твердых сплавов были определены значения коэффициентов k (табл.2).

Таблица 2 – Значения коэффициента, отражающего отношение параметров шероховатостей, сформированных при обработке твердых сплавов и пластичного материала

Сравниваемые материалы		Значения коэффициента k при скорости продольного хода $V_{сп}$, м/мин				$k_{ср}$
		3	6	9	12	
Р6М5Ф3	ВК6	0,894	0,945	0,913	0,891	0,91
	ВК8	0,946	0,950	0,945	0,934	0,94
	ВК15	0,992	0,972	0,956	0,942	0,97

Как следует из приведенной таблицы, средние значения коэффициента k находятся в пределах $0,91 \pm 0,97$ и возрастают по мере увеличения содержания кобальта в составе твердого сплава, приближаясь к единице.

Полученные результаты найдут свое дальнейшее применение при аналитическом исследовании условий загрузки алмазного зерна в зоне контакта шлифовального круга с деталью.

Список литературы: 1. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: Автореф. дис. док. техн. наук: 05.03.01/ХГПУ – Харьков, 1996. – 48с. 2. Пустыльник Е.И. Статистические методы анализа и обработки наблюдений М.: Машиностроение, 1968. – 288с.

Сдано в редакцию 20.01.2003
Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

К ВОПРОСУ НАЗНАЧЕНИЯ ПРИПУСКОВ И ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ И ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ ИЗДЕЛИЙ

Михайлов А.Н. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

In the given article the new approach in processing of items by a progressive method is offered, which one provides decreasing removed surface layer of a stuff. The formulas for definition of value of a removed layer of a stuff and maintenance of demanded parameters of quality of an item are designed. The outcomes of activity can be utilised for calculations of parameters of processing and raising the productivity of processes.

В машиностроении для обеспечения заданных свойств деталей широко используется механическая обработка. При этом с помощью различных переходов и операций выполняется последовательное улучшение параметров качества обрабатываемых поверхностей. В этом случае, в процессе механической обработки деталей, производится последовательный съем слоев материала, называемых припуском, посредством которых осуществляется постепенное улучшение параметров качества поверхностного слоя обрабатываемых деталей.

Для обеспечения заданных параметров качества поверхностного слоя деталей и технико-экономических показателей обработки необходимо правильно определиться с величиной припуска на обработку и рационально произвести его съем.

Припуск на обработку детали может быть назначен по соответствующим справочным таблицам, ГОСТам или на основе расчетно-аналитического метода определения припусков [1]. При этом припуски на обработку деталей, назначаемые по таблицам и ГОСТам обычно в общем случае являются завышенными. Поэтому для повышения технико-экономических показателей обработки деталей используют расчетно-аналитические методы определения припусков.

В соответствии с расчетно-аналитическим методом определения припусков на обработку, разработанным проф. В.М. Кованом [1], каждый припуск направлен на улучшение параметров качества ($R_{z(i-1)}, h_{(i-1)}, \Delta_{\Sigma(i-1)}$) поверхностного слоя, которые получаются на предыдущем переходе, за счет полного удаления поверхностного слоя материала. Здесь обычно расчетной величиной является минимальный припуск на обработку, достаточный для устранения на выполняемом переходе погрешностей обработки и дефектов поверхностного слоя.

В соответствии с расчетно-аналитическим методом проф. В.М. Кована, минимальный припуск на обработку определяется по следующим формулам:

- при последовательной обработке противоположащих поверхностей (односторонний припуск)

$$z_{\min i}^k = R_{z(i-1)} + h_{(i-1)} + \Delta_{\Sigma(i-1)} + \varepsilon_i, \quad (1)$$

- при параллельной обработке противоположащих поверхностей (двусторонний припуск)

$$2z_{\min i}^k = 2[R_{z(i-1)} + h_{(i-1)} + \Delta_{\Sigma(i-1)} + \varepsilon_i], \quad (2)$$

- при обработке наружных и внутренних поверхностей (двусторонний припуск)

$$2z_{\min i}^k = 2[R_{z(i-1)} + h_{(i-1)} + \sqrt{\Delta_{\Sigma(i-1)}^2 + \varepsilon_i^2}], \quad (3)$$

где $z_{\min i}^k$ - минимальный припуск на обработку i -го поверхностного слоя, определяемый по методу проф. В.М. Кована;

$R_{z(i-1)}$ - высота неровностей профиля на предшествующем переходе;

$h_{(i-1)}$ - глубина дефектного (измененного) поверхностного слоя на предшествующем переходе (обезуглероженный, отбеленный или трещиноватый слой);

$\Delta_{\Sigma(i-1)}$ - суммарные отклонения расположения поверхности (отклонения от параллельности, перпендикулярности, соосности, симметричности, пересечения осей, позиционное) и, в некоторых случаях, отклонения формы поверхности (отклонения от плоскостности, прямолинейности) на предшествующем переходе;

ε_i - погрешность установки или выверки заготовки на выполняемом переходе ($\varepsilon_i = \varepsilon_{vi}$ - погрешность установки заготовки при методе автоматического получения размеров, $\varepsilon_i = \varepsilon_{di}$ - погрешность выверки заготовки при методе индивидуального получения размеров).

Общий припуск на обработку поверхностного слоя детали формируется как сумма всех припусков, снимаемых на переходах, и определяется

по следующим выражениям:

- при последовательной обработке противоположащих поверхностей (односторонний припуск)

$$z_{\min об}^k = \sum_{i=1}^n z_{\min i}^k = \sum_{i=1}^n R_{z(i-1)} + \sum_{i=1}^n h_{(i-1)} + \sum_{i=1}^n \Delta_{\Sigma(i-1)} + \sum_{i=1}^n \varepsilon_i, \quad (4)$$

- при параллельной обработке противоположащих поверхностей (двусторонний припуск)

$$2z_{\min об}^k = 2 \sum_{i=1}^n z_{\min i}^k = 2 \left[\sum_{i=1}^n R_{z(i-1)} + \sum_{i=1}^n h_{(i-1)} + \sum_{i=1}^n \Delta_{\Sigma(i-1)} + \sum_{i=1}^n \varepsilon_i \right], \quad (5)$$

- при обработке наружных и внутренних поверхностей (двусторонний припуск)

$$2z_{\min об}^k = 2 \sum_{i=1}^n z_{\min i}^k = 2 \left[\sum_{i=1}^n R_{z(i-1)} + \sum_{i=1}^n h_{(i-1)} + \sum_{i=1}^n \sqrt{\Delta_{\Sigma(i-1)}^2 + \varepsilon_i^2} \right]; \quad (6)$$

где $z_{\min об}^k$ - общий минимальный припуск, определяемый в соответствии с методом проф. В.М. Кована.

Можно отметить и некоторые особенности расчета припусков данного метода, а именно следующее.

Представленные выражения (1)...(3) по нахождению значений минимальных припусков определяют припуск на данном переходе в зависимости от параметров поверхностного слоя, получаемых только на предыдущем переходе (операции), и никак не зависят от параметров поверхностного слоя на данном переходе:

$$z_{\min i}^k = f(R_{z(i-1)}, h_{(i-1)}, \Delta_{\Sigma(i-1)}).$$

$f(R_{z(i-1)}, h_{(i-1)}, \Delta_{\Sigma(i-1)})$ - функциональная зависимость минимального припуска на данном переходе от параметров поверхности предыдущего перехода.

В выражениях (4)...(6) общий минимальный припуск на обработку детали определяется как прямое суммирование всех неровностей, дефектов, отклонений и погрешностей поверхностей, образующихся на всех переходах изготовления детали. То есть здесь происходит лавинообразное накопление отклонений поверхностных слоев всех припусков. При этом общий минимальный припуск на обработку не зависит от параметров качества готовой детали и никак на них не влияет:

$$z_{\min об}^k \neq f(R_{zn}, h_n, \Delta_{\Sigma n}),$$

где $f(R_{zn}, h_n, \Delta_{\Sigma n})$ - функциональная зависимость общего минимального припуска от параметров поверхностного слоя готовой детали.

Поэтому к основным недостаткам расчетно-аналитического определения припусков, выполненного в соответствии с методом проф. В.М. Кована, можно отнести следующие:

- значение припуска на каждом переходе зависит от параметров поверхностного слоя, которые получены на предыдущем переходе, и никак не зависят от параметров поверхностного слоя на данном переходе;
- данный метод направлен не на улучшение параметров существующего поверхностного слоя заготовки, а на улучшение параметров новых поверхностных слоев детали за счет полного удаления этих слоев;
- в предлагаемом методе выполняется последовательное удаление больших слоев материала детали, при этом производится прямое лавинообразное суммирование (накопление) всех неровностей, дефектов, отклонений и погрешностей припусков;
- значение общего припуска на обработку не зависит от параметров качества поверхностного слоя готовой детали;
- при назначении припусков по данному методу имеется повышенный коэффициент материалоемкости при обработке деталей;
- при обработке деталей по предлагаемому методу снимаются повышенные припуски, поэтому происходит большой износ инструмента, повышенная длительность обработки и низкие технико-экономические показатели изготовления деталей;
- данный метод не во всех случаях можно применять для назначения припусков обработки деталей из особых материалов (техническое стекло и ситаллы [2], природный камень [3] и другие материалы).

В настоящее время, в связи существующими особенностями и недостатками расчетно-аналитического метода, разработанного проф. В.М. Кованом, он начинает уточняться и развиваться. Кроме того, с развитием научно-технического прогресса появляются новые технологические системы, прецизионные станки и оборудование, способные более точно и эффективно обрабатывать детали из различных материалов. Поэтому сейчас особенно актуально создание новых более прогрессивных методов назначения припусков обработки изделий из различных материалов. В этом направлении уже ведутся исследования и в настоящее время разработан ряд методов расчета припусков для деталей из специфических материалов.

В частности в работе [2] предлагается метод для назначения припусков из технического стекла и ситаллов, в которых преобладает трещиноватость поверхностного слоя изделий. В соответствии с этим методом, на промежуточной стадии формообразования, предусматривается не производить полное удаление нарушенного дефектного слоя, оставшегося в обрабатываемом материале после предшествующей обработки. Это связано с тем, что при определенной глубине шлифования, размеры дефектов, вно-

симых работающим инструментом в обрабатываемый слой материала, становятся соизмеримыми, а при дальнейшем заглублении и более крупными, чем те, которые оставлены на этом уровне в результате выполнения предшествующей операции (перехода). Поэтому автор предлагает величину припуска, связанную с глубиной дефектного слоя, образующегося в материале при предшествующей обработке и снимаемого на данном переходе (операции), назначать исходя из равенства размера суммы припуска и вносимого дефекта на данном переходе, и размера уже внесенного в материал дефекта на предшествующем переходе (операции). Это позволяет существенно уменьшить величину припусков на заключительных стадиях обработки, сократить время и технологическую себестоимость операций обработки изделий из хрупких трещинообразующих материалов [2]. Однако отметим то, что эта методика применима только для изделий из хрупких трещинообразующих материалов типа технического стекло и ситаллы, и не позволяет вести управление частью припуска, необходимого для удаления отклонений неровностей профиля и суммарных отклонений расположения поверхности изделия.

Кроме того, в работе [3] для обработки изделий из природного камня предлагается производить назначение припусков методом "вложения припусков". В этом методе авторы предлагают назначать величину припуска, связанную только с отклонениями неровностей профиля и суммарными отклонениями расположения поверхности, исходя из равенства размера суммы припуска, отклонений неровностей профиля, суммарных отклонений расположения поверхности на данном переходе и размера суммы отклонений неровностей профиля, суммарных отклонений расположения поверхности на предшествующем переходе (операции). Этот метод позволяет существенно сократить величину общего припуска на обработку изделия до величины, равной сумме разностей высоты неровностей профилей и суммарных отклонений расположений поверхностей на предшествующем и выполняемом переходах. Однако этот метод дает возможность учитывать только отклонения неровностей профиля и отклонения расположения поверхности, а дефектность поверхностного слоя и погрешность установки (выверки) изделия не учитывает. Поэтому этот метод, в ряде случаев, не применим для точных расчетов и для комплексных расчетов припусков с учетом всех основных параметров поверхностного слоя изделия.

В связи с этим далее приведем комплексный подход в назначении припусков на обработку изделий, заключающийся в том, что каждый припуск на обработку направлен на комплексное улучшение параметров поверхностного слоя $(R_{z(i-1)}, h_{(i-1)}, \Delta_{\Sigma(i-1)})$, получаемых на предыдущем переходе, до требуемых значений $(R_{zi}, h_i, \Delta_{\Sigma i})$, без их полного удаления. То

есть данный подход основывается не на полном удалении поверхностных слоев (припусков) заготовки для получения требуемых параметров поверхностного слоя изделия, а на последовательном улучшении параметров поверхностного слоя заготовки до требуемых параметров поверхностного слоя изделия. Причем здесь каждый припуск на обработку изделия назначается в зависимости от значений параметров поверхностного слоя на предыдущем $(R_{z(i-1)}, h_{(i-1)}, \Delta_{\Sigma(i-1)})$ и выполняемом $(R_{zi}, h_i, \Delta_{\Sigma i})$ переходах:

$$z_{\min i} = f[(R_{z(i-1)}, h_{(i-1)}, \Delta_{\Sigma(i-1)}), (R_{zi}, h_i, \Delta_{\Sigma i})], \quad (7)$$

где $z_{\min i}$ - i -й минимальный припуск на обработку изделия, определяемый в соответствии с предлагаемым подходом;
 $f[(R_{z(i-1)}, h_{(i-1)}, \Delta_{\Sigma(i-1)}), (R_{zi}, h_i, \Delta_{\Sigma i})]$ - функциональная зависимость i -го минимального припуска от параметров поверхностного слоя на i -м и $(i-1)$ -м переходах.

Минимальный припуск на обработку изделия в соответствии с предлагаемым подходом определяется по следующим формулам:

- при последовательной обработке противоположащих поверхностей (односторонний припуск)

$$z_{\min i} = (R_{z(i-1)} - R_{zi}) + (h_{(i-1)} - h_i) + (\Delta_{\Sigma(i-1)} - \Delta_{\Sigma i}) + \varepsilon_i, \quad (8)$$

- при параллельной обработке противоположащих поверхностей (двусторонний припуск)

$$2z_{\min i} = 2[(R_{z(i-1)} - R_{zi}) + (h_{(i-1)} - h_i) + (\Delta_{\Sigma(i-1)} - \Delta_{\Sigma i}) + \varepsilon_i], \quad (9)$$

- при обработке наружных и внутренних поверхностей (двусторонний припуск)

$$2z_{\min i} = 2[(R_{z(i-1)} - R_{zi}) + (h_{(i-1)} - h_i) + \sqrt{(\Delta_{\Sigma(i-1)} - \Delta_{\Sigma i})^2 + \varepsilon_i^2}]. \quad (10)$$

В этом методе предлагается назначать величину припуска комплексно, с учетом отклонений неровностей профиля, глубины дефектного (измененного) поверхностного слоя, суммарных отклонений расположения поверхности и погрешности установки или выверки заготовки. Здесь припуски будут определяться исходя из равенства размера суммы припуска, отклонений неровностей профиля, глубины дефектного (измененного) поверхностного слоя, суммарных отклонений расположения поверхности, погрешности установки или выверки заготовки на данном переходе и размера суммы отклонений неровностей профиля, глубины дефектного (измененного) поверхностного слоя, суммарных отклонений расположения поверхности, погрешности установки или выверки заготовки на предшествующем переходе (операции). Этот подход в назначении припусков на обработку изделий является

более общим, чем предлагаемые методы в работах [2, 3], которые имеют только частный характер.

На основании выражений (8), (9) и (10) составим системы уравнений для всех припусков обработки изделия:

- при последовательной обработке противоположащих поверхностей (односторонний припуск)

$$\left. \begin{aligned} z_{\min 1} &= (R_{z0} - R_{z1}) + (h_0 - h_1) + (\Delta_{\Sigma 0} - \Delta_{\Sigma 1}) + \varepsilon_1, \\ z_{\min 2} &= (R_{z1} - R_{z2}) + (h_1 - h_2) + (\Delta_{\Sigma 1} - \Delta_{\Sigma 2}) + \varepsilon_2, \\ &\dots \dots \dots \\ z_{\min n} &= (R_{z(n-1)} - R_{zn}) + (h_{(n-1)} - h_n) + (\Delta_{\Sigma 0(n-1)} - \Delta_{\Sigma n}) + \varepsilon_n; \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

- при параллельной обработке противоположащих поверхностей (двусторонний припуск)

$$\left. \begin{aligned} 2z_{\min 1} &= 2[(R_{z0} - R_{z1}) + (h_0 - h_1) + (\Delta_{\Sigma 0} - \Delta_{\Sigma 1}) + \varepsilon_1], \\ 2z_{\min 2} &= 2[(R_{z1} - R_{z2}) + (h_1 - h_2) + (\Delta_{\Sigma 1} - \Delta_{\Sigma 2}) + \varepsilon_2], \\ &\dots \dots \dots \\ 2z_{\min n} &= 2[(R_{z(n-1)} - R_{zn}) + (h_{(n-1)} - h_n) + (\Delta_{\Sigma 0(n-1)} - \Delta_{\Sigma n}) + \varepsilon_n]; \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

- при обработке наружных и внутренних поверхностей (двусторонний припуск)

$$\left. \begin{aligned} 2z_{\min 1} &= 2[(R_{z0} - R_{z1}) + (h_0 - h_1) + \sqrt{(\Delta_{\Sigma 0} - \Delta_{\Sigma 1})^2 + \varepsilon_1^2}], \\ 2z_{\min 2} &= 2[(R_{z1} - R_{z2}) + (h_1 - h_2) + \sqrt{(\Delta_{\Sigma 1} - \Delta_{\Sigma 2})^2 + \varepsilon_2^2}], \\ &\dots \dots \dots \\ 2z_{\min n} &= 2[(R_{z(n-1)} - R_{zn}) + (h_{(n-1)} - h_n) + \sqrt{(\Delta_{\Sigma(n-1)} - \Delta_{\Sigma n})^2 + \varepsilon_n^2}]. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Для определения общего минимального припуска на обработку изделия суммируем все частные припуски по проходам в выражениях (11), (12) и (13), получим следующие формулы:

- при последовательной обработке противоположащих поверхностей (односторонний припуск)

$$z_{\min об} = \sum_{i=1}^n z_{\min i} = (R_{z0} - R_{zn}) + (h_0 - h_n) + (\Delta_{\Sigma 0} - \Delta_{\Sigma n}) + \sum_{i=1}^n \varepsilon_i, \quad (14)$$

- при параллельной обработке противоположащих поверхностей (двусторонний припуск)

$$2z_{\min об} = 2 \sum_{i=1}^n z_{\min i} = 2[(R_{z0} - R_{zn}) + (h_0 - h_n) + (\Delta_{\Sigma 0} - \Delta_{\Sigma n}) + \sum_{i=1}^n \varepsilon_i], \quad (15)$$

- при обработке наружных и внутренних поверхностей (двусторонний припуск)

$$2z_{\min \text{ об}} = 2 \sum_{i=1}^n z_{\min i} = 2[(R_{z0} - R_{zn}) + (h_0 - h_n) + \sum_{i=1}^n \sqrt{(\Delta_{\Sigma(i-1)} - \Delta_{\Sigma i})^2 + \varepsilon_i^2}]; \quad (16)$$

где $z_{\min \text{ об}}$ - общий минимальный припуск на обработку изделия, определенный в соответствии с предлагаемым подходом.

Таким образом, общий припуск на обработку изделия формируется в пределах разности значений параметров качества поверхностного слоя заготовки $(R_{z0}, h_0, \Delta_{\Sigma 0})$ и готового изделия $(R_{zn}, h_n, \Delta_{\Sigma n})$, которые последовательно улучшаются до требуемых значений $(R_{zn}, h_n, \Delta_{\Sigma n})$ в процессе удаления припусков, но полностью не удаляются.

Можно отметить, что для определения количества переходов (припусков) n для обработки изделия нужно воспользоваться выражениями [4], на базе которых может составляться цепочки уравнений систем (11), (12) и (13):

$$\left. \begin{aligned} k_{\text{об}}^R &= k_1^R k_2^R \dots k_n^R = \prod_{i=1}^n k_i^R, \\ k_{\text{об}}^h &= k_1^h k_2^h \dots k_n^h = \prod_{i=1}^n k_i^h, \\ k_{\text{об}}^\Delta &= k_1^\Delta k_2^\Delta \dots k_n^\Delta = \prod_{i=1}^n k_i^\Delta, \\ k_{\text{об}}^T &= k_1^T k_2^T \dots k_n^T = \prod_{i=1}^n k_i^T; \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

где $k_{\text{об}}^R, k_{\text{об}}^h, k_{\text{об}}^\Delta, k_{\text{об}}^T$ - общие коэффициенты уточнения параметров поверхностного слоя, соответственно высоты неровностей профиля, глубины дефектного слоя, суммарного отклонения расположения поверхности и допуска на размер;

$k_i^R, k_i^h, k_i^\Delta, k_i^T$ - частные коэффициенты уточнения i -х параметров поверхностного слоя, соответственно высоты неровностей профиля, глубины дефектного слоя, суммарного отклонения расположения поверхности и допуска на размер;

Здесь

$$\left. \begin{aligned} k_{\text{об}}^R &= \frac{R_{z0}}{R_{zn}}, & k_i^R &= \frac{R_{z(i-1)}}{R_{zi}}; \\ k_{\text{об}}^h &= \frac{h_0}{h_n}, & k_i^h &= \frac{h_{(i-1)}}{h_i}; \\ k_{\text{об}}^\Delta &= \frac{\Delta_{\Sigma 0}}{\Delta_{\Sigma n}}, & k_i^\Delta &= \frac{\Delta_{\Sigma(i-1)}}{\Delta_{\Sigma i}}; \\ k_{\text{об}}^T &= \frac{T_{A0}}{T_{An}}, & k_i^T &= \frac{T_{A(i-1)}}{T_{Ai}}; \end{aligned} \right\}$$

где T_{A0}, T_{An}, T_{Ai} - допуск на размер заготовки, готового изделия и поверхности с i -м переходом, соответственно.

Следует отметить, что в некоторых выражениях системы (17), теоретически, число коэффициентов может быть меньше чем n , так как отдельные требуемые параметры качества поверхностного слоя могут быть получены за меньшее число переходов и соответственно меньшее количество снимаемых припусков. Однако практически, для достижения всех других параметров качества поверхностного слоя необходимо предусматривать n припусков на обработку и соответственно перераспределять коэффициенты уточнения для всех выражений системы (17).

Для выполнения съема припусков в соответствии с выражениями системы (17) необходимо реализовать заданные параметры режимов обработки и параметров инструмента в зависимости от свойств обрабатываемого материала.

Заметим, что при обработке изделий, обычно на первых операциях удаляются наибольшие припуски, а на заключительных стадиях - наименьшие припуски, обеспечивающие заданные параметры поверхностного слоя изделия. В этом случае, уменьшение величины припусков обычно выполняется по асимптотической кривой. Иногда для обеспечения равномерности уменьшения параметров поверхностного слоя (припусков) на каждом переходе, они могут быть найдены в соответствии со следующими выражениями:

$$\left. \begin{aligned} R_{zi} &= R_{z(i-1)} - \frac{R_{z0} - R_{zn}}{n}, \\ h_i &= h_{(i-1)} - \frac{h_0 - h_n}{n}, \\ \Delta_{\Sigma i} &= \Delta_{\Sigma(i-1)} - \frac{\Delta_{\Sigma 0} - \Delta_{\Sigma n}}{n}, \\ T_{Ai} &= T_{A(i-1)} - \frac{T_{A0} - T_{An}}{n}. \end{aligned} \right\}$$

При этом во всех случаях должны выполняться следующие условия:

$$\left. \begin{aligned} R_{zn} &= R_{z0} - \sum_{i=1}^n (R_{z(i-1)} - R_{zi}), \\ h_n &= h_0 - \sum_{i=1}^n (h_{(i-1)} - h_i), \\ \Delta_{\Sigma n} &= \Delta_{\Sigma 0} - \sum_{i=1}^n (\Delta_{\Sigma(i-1)} - \Delta_{\Sigma i}), \\ T_{An} &= T_{A0} - \sum (T_{A(i-1)} - T_{Ai}). \end{aligned} \right\}$$

На рис. 1 приведена схема припусков и допусков на обработку изделий, которая составлена в соответствии с предлагаемым подходом назначения припусков. Максимальный припуск на обработку изделий будет определяться по следующим формулам:

- для наружных поверхностей

$$\begin{aligned} z_{max i} &= z_{min i} - T_{bi} + T_{b(i-1)}, \\ 2z_{max i} &= 2z_{min i} - T_{di} + T_{d(i-1)}; \end{aligned}$$

- для внутренних поверхностей

$$\begin{aligned} z_{max i} &= z_{min i} - T_{Bi} + T_{B(i-1)}, \\ 2z_{max i} &= 2z_{min i} - T_{Di} + T_{D(i-1)}; \end{aligned}$$

где $T_{bi}, T_{di}, T_{Bi}, T_{Di}$ - допуски на выполняемом переходе;

$T_{b(i-1)}, T_{d(i-1)}, T_{B(i-1)}, T_{D(i-1)}$ - допуски на предшествующем переходе.

Определение максимального припуска на обработку изделия необходимо

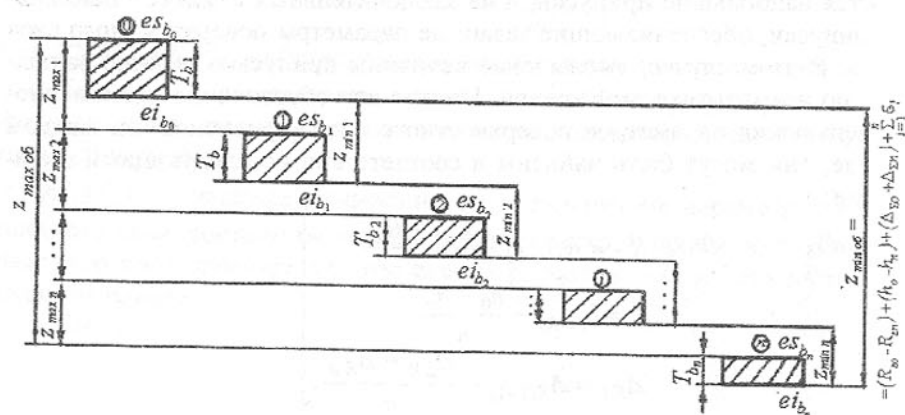


Рис. 1. Схема припусков и допусков на обработку изделия (односторонний припуск)

димо для нахождения необходимых параметров режимов резания, инструмента и технологического оборудования. Кроме того, на основании максимального припуска, режимов и параметров обработки может определяться величина глубины дефектного поверхностного слоя, образующегося на выполняемом переходе (трещиноватость для хрупких материалов, наклеп и другие изменения в поверхностном слое материала).

Таким образом, главным достоинством предлагаемого метода по назначению припусков является то, что здесь полностью изменен подход в формировании припусков. В этом методе припуск назначается для улучшения параметров существующего поверхностного слоя заготовки, а не для образования новых поверхностных слоев с требуемыми параметрами качества и лавинообразным накоплением припуска (метод проф. В.М. Кована). Еще важным является то, что согласно предлагаемому методу каждый припуск на выполняемом переходе формируется в зависимости от параметров поверхностного слоя как на выполняемом, так и предыдущем переходах. Поэтому здесь появляется возможность управлять параметрами качества поверхностного слоя готового изделия. При этом формируемые припуски на обработку изделия полностью укладываются между разностью параметров поверхностного слоя заготовки и готового изделия с учетом погрешностей установки или выверки.

Рассмотрим расположение допусков заготовки и готового изделия относительно поверхностного слоя заготовки. На рис. 2 представлена схема поверхностного слоя заготовки и варианты расположения допусков изделия. Здесь, согласно работе [5] показано следующее: 1 - макроотклонения поверхности, 2 - волнистость поверхности, 3 - шероховатость поверх-

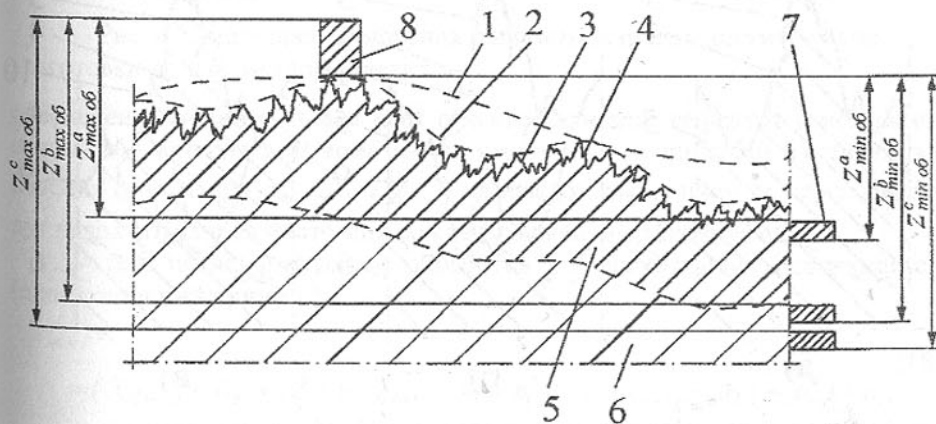


Рис. 2. Схема поверхностного слоя заготовки и варианты расположения допусков изделия

ности, 4 - субшероховатость, 5 - зона с измененными свойствами поверхностного слоя, 6 - зона основного материала, 7 - допуск готового изделия, 8 - допуск заготовки.

В случае, когда общий припуск на обработку изделия располагается с геометрическими параметрами $z_{min\ об} = z_{min\ об}^a$ [3], на поверхности изделия остаются участки с полностью необработанными зонами с измененными свойствами (рис. 2). К измененным свойствам поверхностного слоя можно отнести [5]: адсорбционную зону, зону оксидов, граничную зону материала, зону материала с измененными физико-химическими свойствами, зону трещиноватости, другие параметры и дефекты. Для некоторых групп материалов, из которых изготавливаются изделия, отдельные дефекты имеют преобладающий характер. При расположении допуска изделия с параметрами $z_{min\ об} = z_{min\ об}^b$ реализуется обработка в соответствии с предлагаемым подходом. Когда допуск на изделие располагается с параметрами $z_{min\ об} = z_{min\ об}^c$, припуски на обработку назначены с завышением по сравнению с предлагаемым подходом. Метод расчета завышенных припусков будет представлен далее.

Можно отметить, что данный подход универсален и применим для различных типов материалов (рис. 3), а именно: для стали и других металлов (рис. 3,а), в которых имеется адсорбционная зона, зона оксидов, наклеп, другие свойства и изменения; для природного камня, технического стекла, ситаллов, керамики и тому подобных материалов (рис. 3,б), в которых преобладают изменения типа трещиноватости и другие тому подоб-

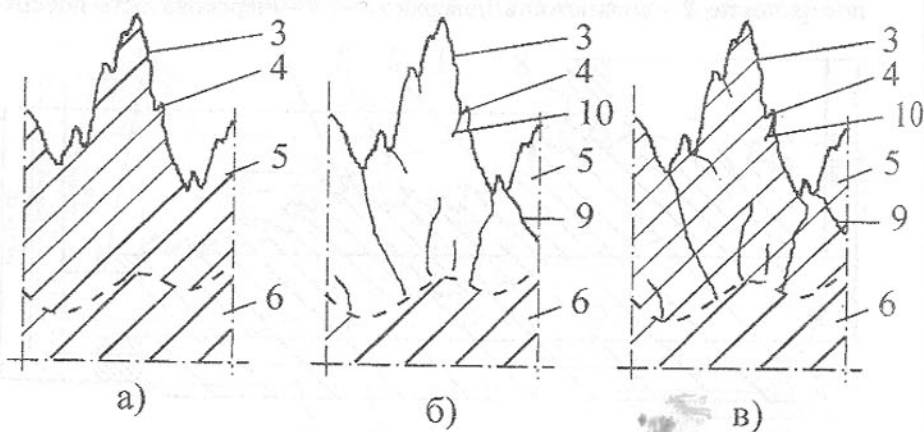


Рис. 3. Участки поверхностного слоя изделия с измененными свойствами

ные явления; другие материалы (рис. 3,в) с комплексными изменениями поверхностного слоя материала изделия. На рис. 3 все позиции соответствуют позициям рис. 2, кроме того, имеются следующие новые позиции: 9 - трещиноватость поверхностного слоя, 10 - субтрещины.

На рис. 4 показана схема преобразования параметров поверхностного слоя заготовки до параметров изделия, выполняемого в соответствии с предлагаемым подходом назначения припусков. Эта схема дополнительно поясняет сущность и процесс преобразования заготовки в изделие без полного удаления параметров поверхностного слоя.

При назначении припусков по предлагаемому подходу, в ряде случаев, необходимо увеличить припуски на обработку изделия по сравнению с приведенной выше методикой. Это особенно актуально для лезвийной обработке материалов на станках нормальной точности или для

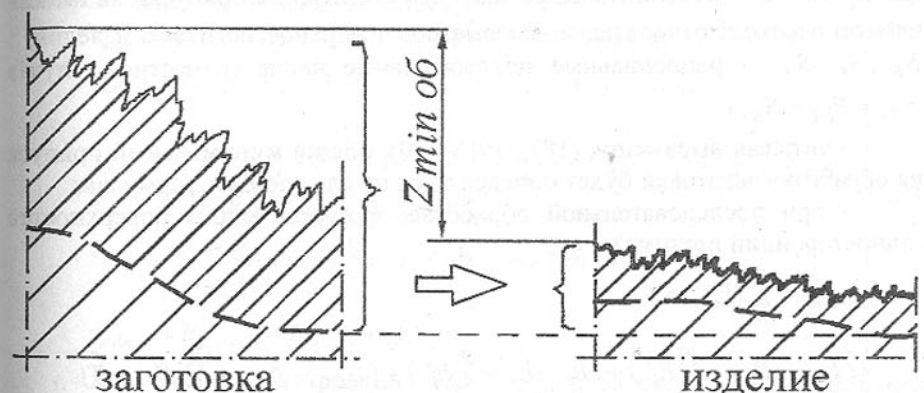


Рис. 4. Схема преобразования параметров поверхностного слоя заготовки до параметров изделия

обеспечения полного съема всех предшествующих дефектов в поверхностном слое материала. В этом случае минимальные припуски на обработку изделия (рис. 2 при $z_{min\ об} = z_{min\ об}^c$) на каждом выполняемом переходе будут назначаться в соответствии со следующими выражениями:

- при последовательной обработке противоположных поверхностей (односторонний припуск)

$$z_{min\ и}^y = (R_{z(i-1)} - R_{zi} + R_i^y) + (h_{(i-1)} - h_i + h_i^y) + (\Delta_{\Sigma(i-1)} - \Delta_{\Sigma i} + \Delta_i^y) + \varepsilon_i, \quad (18)$$

- при параллельной обработке противоположных поверхностей (двусторонний припуск)

$$2z_{\min i}^y = 2[(R_{z(i-1)} - R_z + R_i^y) + (h_{(i-1)} - h_i + h_i^y) + (\Delta_{\Sigma(i-1)} - \Delta_{\Sigma i} + \Delta_i^y) + \varepsilon_i] \quad (19)$$

- при обработке наружных и внутренних поверхностей (двусторонний припуск)

$$2z_{\min i}^y = 2[(R_{z(i-1)} - R_{zi} + R_i^y) + (h_{(i-1)} - h_i + h_i^y) + \sqrt{(\Delta_{\Sigma(i-1)} - \Delta_{\Sigma i} + \Delta_i^y)^2 + \varepsilon_i^2}] \quad (20)$$

Здесь:

$$R_i^y = \frac{R_{z(i-1)} - R_{zi}}{S_{Ri}}, \quad h_i^y = \frac{h_{(i-1)} - h_i}{S_{hi}}, \quad \Delta_i^y = \frac{\Delta_{\Sigma(i-1)} - \Delta_{\Sigma i}}{S_{\Delta i}}$$

где R_i^y, h_i^y, Δ_i^y - дополнительные значения увеличения припуска на выполняемом переходе относительно параметров поверхностного слоя изделия; $S_{Ri}, S_{hi}, S_{\Delta i}$ - рациональные положительные числа (в частном случае $S_{Ri} = S_{hi} = S_{\Delta i}$).

Учитывая выражения (18), (19) и (20), общий минимальный припуск на обработку заготовки будет определяться по следующим формулам:

- при последовательной обработке противоположащих поверхностей (односторонний припуск)

$$z_{\min об}^y = \sum_{i=1}^n z_{\min i}^y = (R_{z0} - R_{zn} + \sum_{i=1}^n R_i^y) + (h_0 - h_n + \sum_{i=1}^n h_i^y) + (\Delta_{\Sigma 0} - \Delta_{\Sigma n} + \sum_{i=1}^n \Delta_i^y) + \sum_{i=1}^n \varepsilon_i,$$

- при параллельной обработке противоположащих поверхностей (двусторонний припуск)

$$2z_{\min об}^y = 2 \sum_{i=1}^n z_{\min i}^y = 2[(R_{z0} - R_{zn} + \sum_{i=1}^n R_i^y) + (h_0 - h_n + \sum_{i=1}^n h_i^y) + (\Delta_{\Sigma 0} - \Delta_{\Sigma n} + \sum_{i=1}^n \Delta_i^y) + \sum_{i=1}^n \varepsilon_i],$$

- при обработке наружных и внутренних поверхностей (двусторонний припуск)

$$2z_{\min об}^y = 2 \sum_{i=1}^n z_{\min i}^y = 2[(R_{z0} - R_{zn} + \sum_{i=1}^n R_i^y) + (h_0 - h_n + \sum_{i=1}^n h_i^y) + \sum_{i=1}^n \sqrt{(\Delta_{\Sigma(i-1)} - \Delta_{\Sigma i} + \Delta_i^y)^2 + \varepsilon_i^2}];$$

где $z_{\min об}^y$ - увеличенный общий минимальный припуск на обработку изделия.

Отметим, что разработанный новый подход в назначении припусков на обработку изделий может использоваться в сочетании с методом, разработанным проф. В.М. Кованом [1]. Поэтому далее рассмотрим несколько вариантов применения комбинированного метода определения припусков на обработку изделий на примере одностороннего припуска. Для двусторонних припусков расчетные формулы составляются по аналогии.

Например, для обработки изделия необходимо снять n припусков, из них $t=1, 2, \dots, t_1$ в соответствии с новым подходом и $v=(t_1+1), (t_1+2), \dots, n$ в соответствии с методом проф. В.М. Кована. В этом случае, система уравнений для съема всех припусков (односторонний припуск) будет иметь следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} z_{\min 1} &= (R_{z0} - R_{z1}) + (h_0 - h_1) + (\Delta_{\Sigma 0} - \Delta_{\Sigma 1}) + \varepsilon_1, \\ z_{\min 2} &= (R_{z1} - R_{z2}) + (h_1 - h_2) + (\Delta_{\Sigma 1} - \Delta_{\Sigma 2}) + \varepsilon_2, \\ &\dots \\ z_{\min t_1} &= (R_{z(t_1-1)} - R_{zt_1}) + (h_{(t_1-1)} - h_{t_1}) + (\Delta_{\Sigma(t_1-1)} - \Delta_{\Sigma t_1}) + \varepsilon_{t_1}, \\ z_{\min(t_1+1)}^k &= R_{zt_1} + h_{t_1} + \Delta_{\Sigma t_1} + \varepsilon_{(t_1+1)}, \\ z_{\min(t_1+2)}^k &= R_{z(t_1+1)} + h_{(t_1+1)} + \Delta_{\Sigma(t_1+1)} + \varepsilon_{(t_1+2)}, \\ &\dots \\ z_{\min n}^k &= R_{z(n-1)} + h_{(n-1)} + \Delta_{\Sigma(n-1)} + \varepsilon_n. \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

Произведем суммирование всех элементов системы (21), получим выражение для определения общего суммарного припуска (односторонний припуск):

$$z_{\min об}^I = \sum_{t=1}^{t_1} z_{\min t} + \sum_{v=t_1+1}^n z_{\min v}^k = [(R_{z0} - R_{zt_1}) + \sum_{v=t_1}^{(n-1)} R_{zv}] + [(h_0 - h_{t_1}) + \sum_{v=t_1}^{(n-1)} h_v] + [(\Delta_{\Sigma 0} - \Delta_{\Sigma t_1}) + \sum_{v=t_1}^{(n-1)} \Delta_{\Sigma v}] + \sum_{i=1}^n \varepsilon_i,$$

где $z_{\min об}^I$ - общий минимальный припуск на обработку изделия, определяемый в соответствии с комбинированным методом по системе уравнений (21).

Приведем частный случай реализации этого комбинированного метода, когда $(n-1)$ -й припуск назначается в соответствии с новым подходом, n -й припуск реализуется по методу проф. В.М. Кована. Отметим, что по методу, выполняемому по новому подходу, все дефекты уменьшаются, но суммируются в поверхностном слое. Поэтому последний припуск, назна-

чаемый в соответствии с методом проф. В.М. Кована, будет предназначен для удаления суммированных дефектов. В этом случае, общий минимальный припуск на обработку изделия будет определяться следующим образом

$$z_{min\ об}^I = R_{z0} + h_0 + \Delta_{\Sigma 0} + \sum_{i=1}^n \varepsilon_i.$$

Следующий пример приведем для изделия, когда необходимо снять n припусков, из них $t = 1, 2, \dots, t_1$ в соответствии с методом проф. В.М. Кована и $v = (t_1 + 1), (t_1 + 2), \dots, n$ в соответствии с методом по новому подходу. Здесь система уравнений для назначения всех припусков обработки изделия будет следующая:

$$\left. \begin{aligned} z_{min\ 1}^k &= R_{z0} + h_0 + \Delta_{\Sigma 0} + \varepsilon_1, \\ z_{min\ 2}^k &= R_{z1} + h_1 + \Delta_{\Sigma 1} + \varepsilon_2, \\ &\dots \\ z_{min\ t_1}^k &= R_{z(t_1-1)} + h_{(t_1-1)} + \Delta_{\Sigma(t_1-1)} + \varepsilon_{t_1}, \\ z_{min\ (t_1+1)} &= (R_{z\ t_1} - R_{z(t_1+1)}) + (h_{t_1} - h_{(t_1+1)}) + (\Delta_{\Sigma\ t_1} - \Delta_{\Sigma(t_1+1)}) + \varepsilon_{(t_1+1)}, \\ z_{min\ (t_1+2)} &= (R_{z(t_1+1)} - R_{z(t_1+2)}) + (h_{(t_1+1)} - h_{(t_1+2)}) + \\ &\quad + (\Delta_{\Sigma(t_1+1)} - \Delta_{\Sigma(t_1+2)}) + \varepsilon_{(t_1+2)}, \\ &\dots \\ z_{min\ n} &= (R_{z(n-1)} - R_{zn}) + (h_{(n-1)} - h_n) + (\Delta_{\Sigma(n-1)} - \Delta_{\Sigma n}) + \varepsilon_n. \end{aligned} \right\}$$

После суммирования всех элементов приведенной выше системы уравнений, получим следующее выражение для определения общего суммарного припуска (односторонний припуск)

$$z_{min\ об}^{II} = \sum_{t=1}^{t_1} z_{min\ t}^k + \sum_{v=t_1+1}^n z_{min\ v} = \left[\sum_{t=0}^{(t_1-1)} R_{z\ t} + (R_{z\ t_1} - R_{zn}) \right] + \left[\sum_{t=0}^{(t_1-1)} h_t + (h_{t_1} - h_n) \right] + \left[\sum_{t=0}^{(t_1-1)} \Delta_{\Sigma\ t} + (\Delta_{\Sigma\ t_1} - \Delta_{\Sigma n}) \right] + \sum_{i=1}^n \varepsilon_i,$$

где $z_{min\ об}^{II}$ - общий минимальный припуск на обработку изделия, определяемый в соответствии с комбинированным методом по приведенной выше системе уравнений.

Дадим частный случай реализации комбинированного метода для приведенного выше примера. А именно когда 1-й припуск назначается в соответствии с методом проф. В.М. Кована, а все остальные в соответствии с методом по новому подходу. В этом случае, общий минимальный припуск на обработку изделия будет следующий

$$z_{min\ об}^{II} = [R_{z0} + (R_{z1} - R_{zn})] + [h_0 + (h_1 + h_n)] + [\Delta_{\Sigma 0} + (\Delta_{\Sigma 1} - \Delta_{\Sigma n})] + \sum_{i=1}^n \varepsilon_i.$$

Можно отметить, что аналогично приведенным зависимостям определяются параметры для двустороннего припуска. Следует иметь в виду, что в приведенных выше выражениях, при автоматическом получении размеров, подставляются значения погрешностей установки $\varepsilon_i = \varepsilon_{yi}$, а при индивидуальном методе получения размеров, подставляются значения погрешности выверки заготовки $\varepsilon_i = \varepsilon_{vi}$.

Таким образом, предлагаемый подход в назначении припусков на обработку изделия основывается на последовательном улучшении параметров поверхностного слоя заготовки, без полного удаления поверхностных слоев. При этом величина припуска на каждом переходе определяется в зависимости от параметров качества поверхностных слоев, которые образуются на предшествующем и выполняемом переходах. Уменьшение общего припуска обработки заключается в том, что припуски по переходам назначаются из расчета того, что они должны укладываться в сумму разностей параметров поверхностного слоя заготовки и изделия, и сумму погрешностей установки или выверки.

Применение данного подхода в назначении припусков на обработку изделий наиболее эффективно в следующих случаях:

- при обработке изделий на прецизионных и особо точных станках,
- на операциях с применением абразивного инструмента,
- для обработки изделий из дорогостоящих и ценных материалов,
- при обработке изделий с управлением параметрами функциональной структурой технологической системы,
- при применении мехатронных технологий и технологических систем,
- при повышении технико-экономических показателей изготовления изделий.

В заключении можно отметить, что применение нового подхода в назначении припусков на обработку изделий позволяет существенно повысить эффективность, а в ряде случаев и качество обработки изделий. При этом значительно возрастают технико-экономические показатели обработки изделий на всех этапах производственно процесса.

Список литературы: 1. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т.1 / Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. - М.: Машиностроение, 1986. - 656 с. 2. Калафатова Л.П. Технологические основы повышения эффективности обработки и обеспечения качества изделий из технических стекол и ситаллов. Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. - Харь-

ков: НТУ "ХПИ", 2001. - 37 с. 3. Михайлов А.Н., Байков А.В., Рыбина С.А. Методика оптимизации припусков при обработке изделий из природного камня // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: ДонГТУ, 2002, Вып. 21. С. 120-126. 4. Руденко П.О. Проектування технологічних процесів у машинобудуванні: Навчальний посібник. - К.: Віща шк., 1993. - 414 с. 5. Качество машин: Справочник. В 2-х т. Т.1 / А.Г. Суслов, Э.Д. Браун, Н.А. Виткевич и др. - М.: Машиностроение, 1995. - 256 с.

Список литературы: 1. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: Автореф. дис... док. техн. наук: 05.03.01/ХГПУ – Харьков, 1996. – 48с. 2. Пустыльник Е.И. Статистические методы анализа и обработки наблюдений М.: Машиностроение, 1968. – 288с.

Сдано в редакцию 14.01.2003
Рекомендовано д.т.н., проф. Бутенко В.И.

КОНЦЕПЦИЯ САПР КОМПЛЕКСНОГО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СОТС В АВТОМАТИЗИРОВАННОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

Нечепаяев В. Г., Гнитько А. Н. (ДонНТУ, г.Донецк, Украина)

The concept of an automated design engineering system of lubricating - refrigerating of technological mediums complex usage in a computerized production is offered. The schemes of system submission of object of research and overall system of lubricating – refrigerating of technological mediums usage are constructed.

Анализ тенденций развития современного машиностроения позволяет сделать вывод о расширении области применения смазочно-охлаждающих технологических сред (СОТС) в автоматизированном производстве.

В настоящее время наиболее широкое применение находит использование СОТС для смазки и охлаждения зоны резания поливом. При этом струя подается в зону резания под давлением 0,03-0,1 МПа. Многочисленными исследованиями и опытом промышленного применения доказаны существенные преимущества подачи СОТС высоконапорной струей на операциях точения, строгания, фрезерования и протягивания при обработке деталей из высоколегированных сталей, жаропрочных сплавов и чугунов. В этом случае подача СОТС осуществляется напорной струей под давлением 0,1-2,5 МПа [1].

На операциях глубокого сверления СОТС используется также для принудительного удаления стружки из зоны резания. В этом случае жидкость под давлением подается в зону обработки либо со стороны задней грани инструмента, либо по каналам в теле инструмента. В условиях автоматизированного производства известно также использование СОТС для транспортирования стружки смывом от металлорежущих станков к месту ее переработки. Применяют напорные струи СОТС и на операциях сборки.

Энергетический потенциал серийно выпускаемых установок для подачи СОТС под давлением весьма значителен. Так, например, на операциях глубокого сверления давление жидкости достигает 10 МПа, а подача по каналам в теле инструмента - 200 л/мин. При сверлении кольцевыми сверлами давление изменяется от 0,8 до 5 МПа (для диаметра сверления от 8 до 250 мм), а подача достигает 1200 л/мин.

Анализ рассмотренных тенденций и возможных путей совершенствования современного автоматизированного механообрабатывающего и механосборочного производства позволяет предложить использование напорных струй СОТС также для решения следующих задач:

- удаления стружки из зоны резания. Повторное попадание стружки в зону резания может вызывать снижение ресурса режущего инструмента, и даже разрушение его режущих кромок, снижение точности обработки и повышение шероховатости поверхностей, увеличение затрат энергии;
- очистки режущего инструмента (метчиков, пазовых и червячных фрез и т.д.) от налипшей стружки. Обработка вязких материалов типа титановых сплавов, термически необработанных сплавов алюминия и др. сопровождается намазыванием и налипанием стружки. Очистка инструмента в этом случае не поддается механизации, требует приложения значительных механических усилий и несет потенциальную опасность разрушения инструмента, снижает его стойкость и производительность обработки;
- очистки базовых поверхностей станков, приспособлений и заготовок. Стружка, находящаяся на базовых поверхностях, препятствует правильной ориентации заготовок при их установке;
- удаления стружки перед сборкой. Для осуществления сборки сопрягаемые поверхности и полости корпусных деталей должны быть очищены от стружки;
- транспортирования мелких деталей к месту сборки, относительной ориентации и сборки деталей в струйных сборочных автоматах. Преимуществом такого варианта ориентации и сборки является отсутствие жесткого кинематического замыкания между деталью и ориентирующим устройством, что значительно снижает возможность заклинивания собираемых деталей в процессе их соединения. Следует отметить также смазы-

вающий эффект СОТС, облегчающий сборку, и возможность наложения колебаний с целью повышения эффективности сборки;

- защиты от шаржирования поверхностей заготовок, обрабатываемых абразивными инструментами. В этом случае отделившиеся зерна могут внедряться в обрабатываемые поверхности, что приводит к ухудшению их качества и интенсивному износу;

- поверхностного упрочнения деталей. Высокий энергетический потенциал напорных установок позволяет использовать их для гидронаклепа и других видов поверхностного упрочнения.

Очевидно, что успешное решение каждой из перечисленных, даже отдельно взятой, задачи позволяет значительно повысить эффективность автоматизированного машиностроительного производства. При комплексном решении всех, или сочетания нескольких из перечисленных, задач с использованием для формирования напорных струй централизованной системы нагнетания, обеспечивает, кроме простого суммирования положительных эффектов, дополнительные преимущества:

- функционирование всех установок, предназначенных для выполнения отдельных операций, в оптимальных режимах за счет использования единого мощного источника нагнетания;

- возможность использования единой универсальной напорной установки взамен ряда специализированных значительно облегчает решение вопросов приготовления, очистки, регенерации, охлаждения, контроля качества СОТС и т.д., обуславливает сокращение занимаемой площади;

- рациональное использование универсальной напорной установки. Применение ее для решения относительно широкого круга задач позволяет обеспечить близкий к непрерывному режим работы, равномерную загрузку, а также снижение удельных затрат энергии.

Такая комплексная система может охватывать группу станков, несколько участков и даже цехов. Ее рациональная конфигурация определяется особенностями и спецификой каждого конкретного производства.

Решение задач структурно-параметрической оптимизации таких систем с целью их оптимального проектирования предполагает проведение комплекса теоретических и экспериментальных исследований как рабочих процессов отдельных составных элементов, так и функционирования системы в целом. В настоящее время исследования по этому кругу вопросов практически отсутствуют, за исключением исследований, посвященных установлению закономерностей смазки и охлаждения зоны резания.

Для реализации рассматриваемого направления повышения эффективности автоматизированного производства, представим изучаемый объект с системных позиций, предусматривающих рассмотрение сложных технических объектов как целостных систем, состоящих из совокупности

структурных единиц, взаимодействующих между собой и с внешней средой. В качестве объекта исследований принимаем комплексную систему использования СОТС в автоматизированном производстве (*КСИСАП*) (рис. 1). Известно [2], что любая система допускает разделение ее на конечное число подсистем в зависимости от поставленных задач и внутренней сложности системы. В соответствии с этим, систему *КСИСАП* рассмотрим как совокупность нескольких подсистем, обладающих определенной функциональной самостоятельностью и взаимодействующих между собой и с внешней средой. Классификация подсистем произведена по хронологическому признаку (генерирование напорных струй – подача их в зону резания – удаление стружки из зоны резания – воздействие на деталь и инструмент после механической обработки):

- подсистема генерирования и управления подачей напорных струй (*ПУП*), включающая в себя привод (двигатель и редуктор), высоконапорный насос, импульсатор потока, регулятор давления и систему управления (предусматриваются различные схемы управления - жесткое задание алгоритма, управление от ЭВМ, УЧПУ, ручное управление);

- подсистема воздействия на зону резания (*ПВЗР*), обеспечивающая непосредственную подачу напорных струй в необходимую зону;

- подсистема перемещения (*ПП*), обеспечивающая транспортирование стружки и деталей;

- подсистема очистки инструмента и упрочнения деталей (*ПОИУД*), обеспечивающая очистку режущего инструмента от налипшей стружки и поверхностное упрочнение деталей.

Анализируя структуру технической системы *КСИСАП* и особенности внутренних связей между входящими в ее состав структурными единицами более низкого уровня, определим также особенности связей между этой системой и внешней средой. Для рассматриваемой *КСИСАП* в качестве внешней среды технического характера выступают:

- комплекс устройств, обеспечивающих приготовление и регенерацию СОТС (представленный подсистемой приготовления СОТС *ППС*);

- система СПИД (представленная подсистемами станка *ПСт*, приспособления *ППр*, инструмента *Пин* и детали *Пдет*), являющаяся объектом гидродинамического воздействия СОТС.

Известно [2], что если система или подсистема является совокупностью взаимодействующих между собой объектов, каждый из которых способен выполнять определенного рода функции системы или подсистемы, то целесообразно дальнейшее выделение этих объектов в качестве модулей. Исходя из этого, подсистема *ПВЗР* подразделяется на модули смазки и охлаждения (*МСО*) и защиты от шаржирования (*МЗШ*). Подсистема *ПП* включает в себя модуль перемещения на сборку (*МПС*), модуль очистки

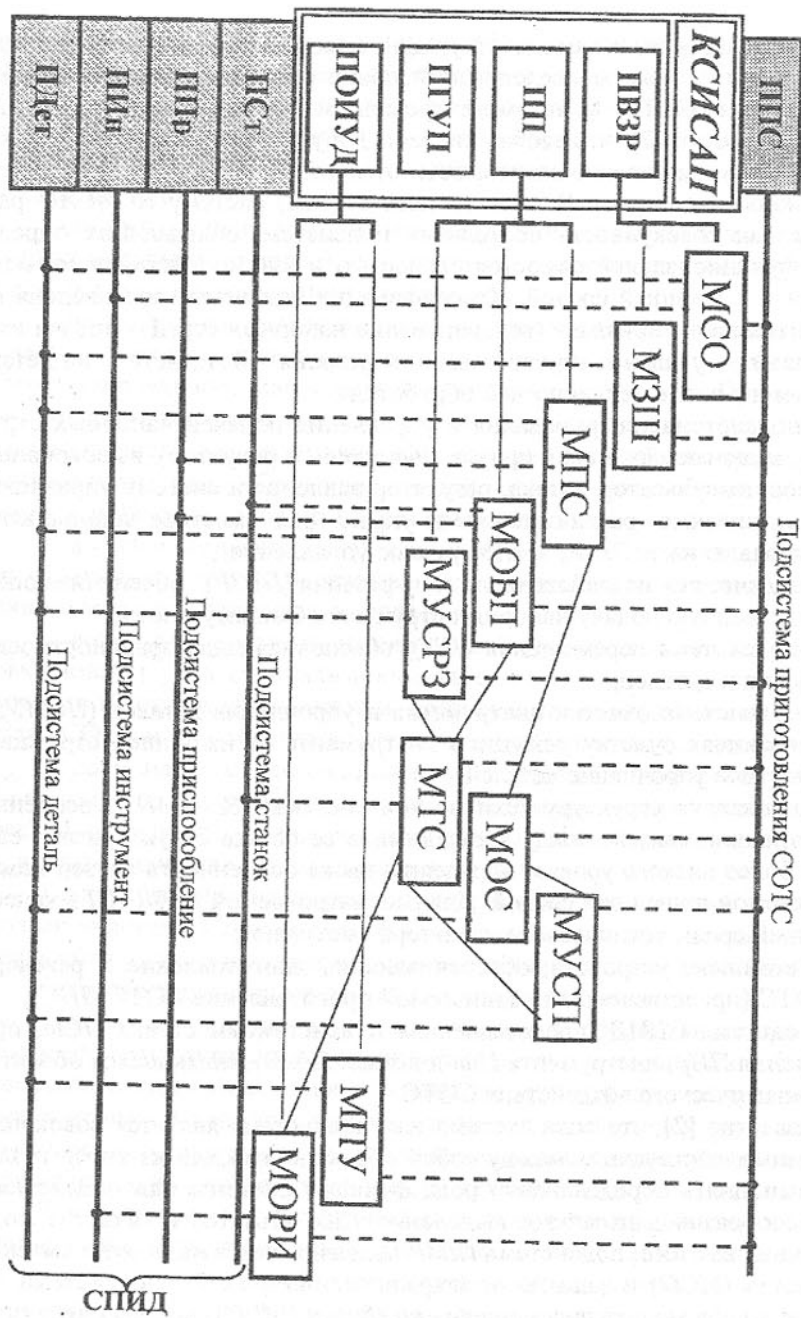


Рис. 1. Системное представление объекта исследования

базовых поверхностей (МОБП), модуль удаления стружки из рабочей зоны (МУСРЗ), модуль транспортирования стружки (МТС), модуль ориентации и сборки (МОС) и модуль удаления стружки из полостей (МУСП). Подсистема ПОИУД подразделяется на модуль поверхностного упрочнения (МПУ) и модуль очистки режущего инструмента (МОРИ).

В рассматриваемой системе КСИСАП присутствуют как внутренние связи между модулями, так и внешние связи модуль – подсистема. Первые из них показаны сплошными, вторые – пунктирными линиями (рис. 1). Все вышеперечисленные модули имеют внешние связи с ППС. Каждый из модулей, в свою очередь, связан внешней связью с одной или несколькими подсистемами (ПСт, ППр, Пин и Пдет), объединенными технологической системой СПИД. Указанные взаимосвязи представлены совокупностью как конструктивных, так и детерминированных функциональных связей.

Анализ особенностей КСИСАП позволяет охарактеризовать ее как электронно-электро-механо-гидродинамическую техническую систему со сложным строением, постоянной структурой и детерминированным характером функционирования. Системное представление объекта исследования позволило разработать его структурно-функциональную схему (рис. 2), на которой кроме взаимосвязей между подсистемами и модулями, присутствуют взаимосвязи между математическими моделями (ММ), описывающими функционирование отдельных модулей и системы в целом. В соответствии с приведенной схемой, функционирование каждого из модулей описывается одной или несколькими математическими моделями.

ММ1 охлаждения зоны резания. Параметрами модели являются t – температура зоны резания, W – объем подаваемой СОТС, k_{mn} – коэффициент теплопередачи, $V_{ж}$ – скорость подачи жидкости и др.

ММ2 смазки зоны резания. Параметрами модели являются $F_{рез}$ – сила резания, f_{mp} – коэффициент трения, Ra – параметр шероховатости, W и др.

ММ3 защиты от шаржирования. Параметрами модели являются F – потребная сила для удаления абразивных зерен, f_c – коэффициент сопротивления перемещению удаляемых абразивных зерен, S_z – площадь поперечного сечения абразивного зерна, γ_z – плотность удаляемых зерен и др.

ММ4 износа поверхностей. Параметрами модели являются U – скорость износа, σ_v – предел прочности материала стружки или детали при растяжении, E – модуль упругости, HB – твердость поверхностного слоя, p – давление в зоне контакта, V – относительная скорость трущихся поверхностей, f_{mp} и др.

ММ5 перемещения. Параметрами модели являются F_c – сила сопротивления перемещению стружки или детали, S_{nc} – площадь поперечного

Комплексная система использования СОТС в автоматизированном производстве (КСИСАП)

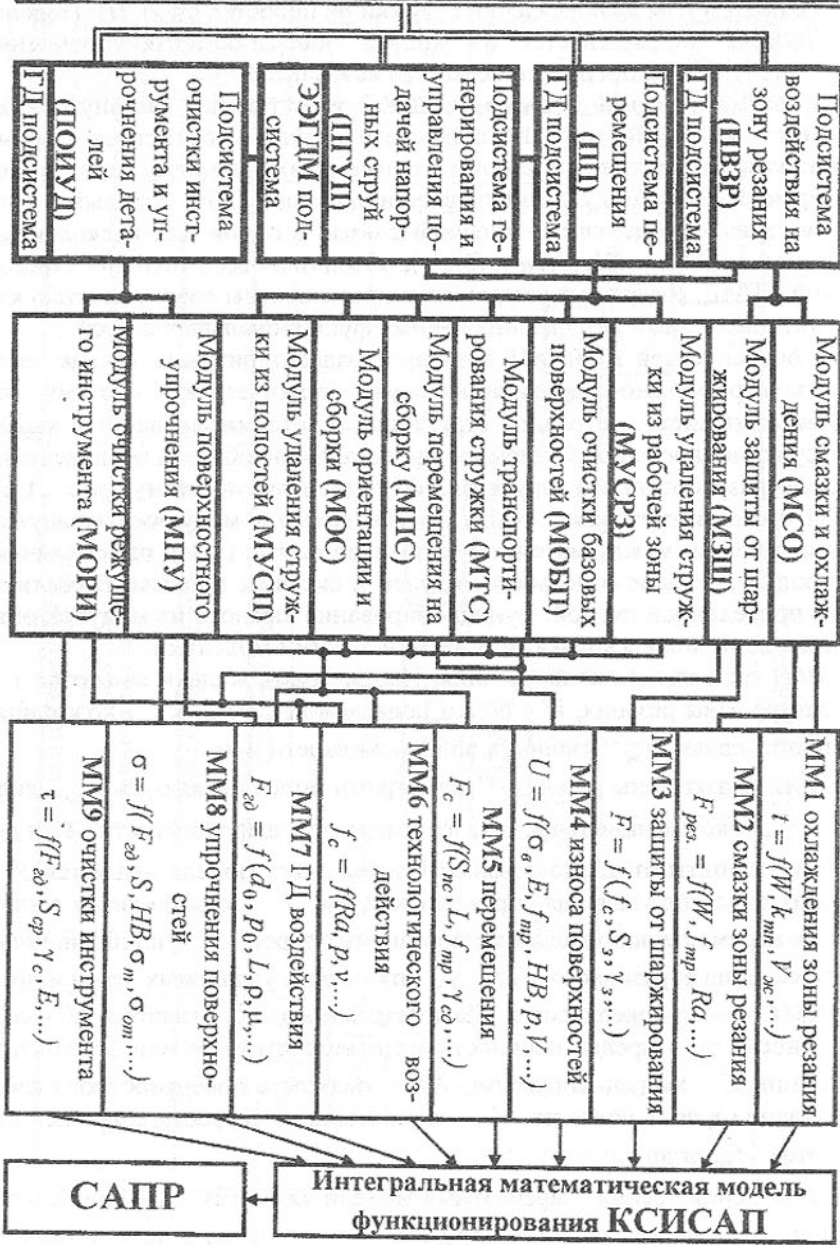


Рис. 2. Структурно-функциональная схема комплексной системы использования СОТС

сечения перемещаемого элемента, L – длина перемещаемого элемента, γ_{cd} – плотность стружки или детали, f_{mp} и др.

ММ6 технологического воздействия. Параметрами модели являются f_c – коэффициент сопротивления перемещению транспортируемого элемента, p – давление перемещаемого элемента на поверхность, v – скорость перемещения, Ra и др.

ММ7 гидродинамического воздействия. Параметрами модели являются F_{zd} – сила гидродинамического воздействия, d_0 – диаметр насадка, p_0 – начальное давление рабочей жидкости, l – расстояние от насадка до перемещаемой детали или стружки, ρ – плотность рабочей жидкости, μ – динамическая вязкость рабочей жидкости и др.

ММ8 упрочнения поверхностей. Параметрами модели являются σ – возникающее в поверхностном слое напряжение, S – площадь поверхности, σ_m – предел текучести материала заготовки, σ_{om} – сопротивление отрыву, F_{zd} , HV и др.

ММ9 очистки инструмента от налипшей стружки. Параметрами модели являются τ – возникающее при воздействии на стружку напряжение, S_{cp} – площадь поперечного сечения стружки, γ_c – плотность материала стружки, F_{zd} , E и др.

Математические модели **ММ1-ММ3**, **ММ8**, **ММ9** описывают функционирование отдельных модулей. Так, **ММ1** и **ММ2** описывают функционирование модуля **МСО**, **ММ3** – модуля **МЗШ**, **ММ8** – модуля **МПУ**, а **ММ9** – модуля **МОРИ**. Группа моделей **ММ5-ММ7** описывает функционирование нескольких модулей (**МУСРЗ**, **МОБП**, **МТС**, **МПС**, **МОС** и **МУСП**). **ММ6**, **ММ7** описывают функционирование модулей **МОРИ** и **МЗШ**, а **ММ4** – **МТС** и **МПС**. Наличие взаимосвязей между **ММ5**, **ММ6** и **ММ7**, а также **ММ1** и **ММ2** отражает целесообразность их совместного рассмотрения. Отсутствие взаимосвязей между моделями указывает на возможность их самостоятельного анализа. Совокупность согласованно взаимодействующих моделей **ММ1** – **ММ9** образует единую интегральную математическую модель функционирования **КСИСАП**.

Поскольку математическое и программное обеспечение, составляющее основу **КСИСАП**, описывает функционирование как отдельных подсистем, так и всей системы в целом, оно является основой модельной базы САПР применения СОТС в автоматизированном производстве.

Выводы.

1. На основе анализа тенденций и возможных путей совершенствования современного автоматизированного механообрабатывающего и механосборочного производства предложено новое направление повышения

его эффективности, основанное на комплексном использовании СОТС в автоматизированном производстве.

2. Выполнено системное представление объекта исследования (комплексной системы использования СОТС в автоматизированном производстве), в результате чего выделены 4 подсистемы и 10 модулей, а также установлены их взаимосвязи.

3. Для описания функционирования как отдельных подсистем и модулей, так и системы КСИСП в целом, установлено необходимое количество математических моделей, а также их вид и взаимосвязи.

4. Предложена концепция САПР систем комплексного использования СОТС в автоматизированном производстве, обеспечивающая решение задач оптимального проектирования таких систем.

Список литературы: 1. Власов А. Ф. Удаление пыли и стружки от режущих инструментов – М.: Машиностроение, 1982. – 240 с. 2. Месаревич М., Тахакара Я. Общая теория систем: математические основы / Перевод с английского. – М.: Мир, 1978. – 312 с.

Сдано в редакцию 14.01.2003
Рекомендовано д.т.н., проф. Седуш В.Я.

ДОСТИЖЕНИЕ МАКСИМАЛЬНОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ С УЧЕТОМ ИЗМЕНЕНИЯ РЕЖУЩИХ СВОЙСТВ КРУГА

Полтавец В.В. (ДонГТУ, г.Донецк, Украина)

It is considered the technique of determination of actual productivity and the ways of attaining of maximum productivity of flat infeed grinding by elastic and rigid setup taking into account the change of wheel cutting capacity in time of machining.

Важнейшим выходным показателем процесса шлифования является его производительность, достигаемая при обязательном удовлетворении требований по качеству обработки. Фактическая производительность процесса обработки является функцией режущей способности круга, под которой будем понимать максимальный объем данного материала, который может удалить рабочая поверхность круга (РПК) при заданном качестве обработанной поверхности.

Установление и использование в практических целях указанной функциональной зависимости является актуальной научно-производственной проблемой. Одна из основных задач, возникающих при решении этой проблемы, состоит в согласовании фактической производи-

тельности процесса шлифования с режущей способностью шлифовального круга. При таком подходе имеется возможность определить режимы резания, обеспечивающие максимальную производительность процесса при минимальной его себестоимости.

Выбор управляемого режима обработки обусловлен видом аналитической зависимости для расчёта производительности обработки при шлифовании. В общем случае производительность процесса алмазно-абразивной обработки определяется объёмом материала, сошлифованного в единицу времени [1]:

$$Q = V_m / \tau,$$

где V_m – объём материала, сошлифованного за время τ , мм³;

τ – время обработки, мин.

Объём сошлифованного материала при плоском шлифовании определяется по формуле [1]:

$$V_m = a b c, \quad (1)$$

где $a b$ – длина и ширина обрабатываемой поверхности, мм;

c – толщина сошлифованного слоя, мм.

Из формулы (1) видно, что в качестве управляемых режимных параметров могут быть выбраны только те, изменение которых влияет на значение множителей в правой части равенства (1). При плоском шлифовании в настоящее время для изменения производительности обработки управляют следующими режимами: скоростью стола V_s [2] и фактической глубиной шлифования t_ϕ [3].

Целью работы является исследование возможности применения иных способов изменения производительности обработки, кроме перечисленных, и определение параметра, управление которым позволяет обеспечить максимальную производительность процесса без снижения качества обработанной поверхности. Для достижения поставленной цели проанализируем аналитические зависимости, которые используются для расчёта производительности обработки при шлифовании по различным схемам.

Определение производительности шлифования по формуле (1) не вызывает затруднений для более распространённой в производственных условиях жёсткой схемы обработки (когда величины в формуле (1) постоянны во времени τ), но имеет некоторые особенности для упругой схемы.

Рассмотрим методику определения производительности обработки на примере плоского врезного шлифования. При шлифовании по упругой схеме, когда снижение режущих свойств РПК во время обработки компенсируется уменьшением глубины шлифования, фактическая производительность рассчитывается по следующей формуле

$$Q_{ф.у} = B_s \cdot L_s \cdot n_{см} \cdot t_\phi(\tau), \quad (2)$$

где B_δ и L_δ – соответственно ширина и длина заготовки, мм;

n_{cm} – количество ходов стола в минуту, ход/мин;

$t_\phi(\tau)$ – зависимость, описывающая влияние времени обработки τ на фактическую глубину шлифования t_ϕ .

Количество ходов стола в минуту связано с длиной обрабатываемой заготовки через время одного хода стола τ_x : $n_{cm} = 1/\tau_x$, которое составляет

$$\tau_x = \frac{L_\delta + 2l_{пер}}{1000V_\delta},$$

где $l_{пер}$ – величина перебега шлифовального круга, мм;

V_δ – продольная скорость стола, м/мин.

Соответственно,

$$n_{cm} = \frac{1000V_\delta}{L_\delta + 2l_{пер}}. \quad (3)$$

После подстановки (2) в (1) получим

$$Q_{\phi,y} = \frac{B_\delta \cdot L_\delta \cdot 1000V_\delta}{L_\delta + 2l_{пер}} \cdot t_\phi(\tau), \quad (4)$$

При шлифовании по жёсткой схеме, когда фактическая глубина шлифования постоянна, производительность рассчитывается по формуле, которая является частным случаем выражения (4)

$$Q_{\phi,ж} = \frac{B_\delta \cdot L_\delta \cdot 1000V_\delta}{L_\delta + 2l_{пер}} \cdot t_\phi. \quad (5)$$

В формулах (4) и (5) правая часть включает две группы величин: изменяемые во времени в процессе обработки (параметры V_δ и t_ϕ) и постоянные (параметры, обусловленные геометрией заготовки). Из этих формул видно, что фактическая производительность обработки при плоском врезном шлифовании в общем случае определяется по формуле, включающей отмеченные нами зависимости величин от времени обработки:

$$Q_\phi = \frac{1000 \cdot B_\delta \cdot L_\delta}{L_\delta + 2l_{пер}} \cdot V_\delta(\tau) \cdot t_\phi(\tau), \quad (6)$$

где $V_\delta(\tau)$ – зависимость, описывающая изменение во времени скорости стола шлифовального станка, м/мин.

Из формулы (6) непосредственно следуют три возможных способа управления производительностью шлифования при снижении режущей способности шлифовального круга за период его стойкости:

- 1) изменение во времени скорости стола V_δ ;
- 2) изменение во времени фактической глубины шлифования t_ϕ ;
- 3) одновременное изменение скорости стола V_δ и глубины t_ϕ .

Как указано ранее, первый и второй способы известны и могут быть реализованы на современных шлифовальных станках. Использование третьего (одновременного изменения скорости V_δ и глубины шлифования t_ϕ) ограничено возможностями существующего технологического оборудования и представляет интерес при проектировании новых конструкций шлифовальных станков с ЧПУ с увеличенным количеством программно управляемых параметров и режимов обработки.

Сопоставим целесообразность выбора одного из способов управления производительностью с точки зрения обеспечения требуемого качества обработанной поверхности. При первом способе путём изменения скорости стола поддерживается постоянная составляющая силы резания P_z , во втором – путём изменения глубины шлифования поддерживается постоянная составляющая силы резания P_y .

Как показали проведенные нами исследования [4], шлифование по упругой схеме с постоянной тангенциальной силой P_z может привести к увеличению температуры поверхности резания и снижению качества обработки, а использование в качестве постоянного параметра обработки радиальной силы P_y обеспечивает отсутствие фазово-структурных превращений в материале заготовки. На этом основании предпочтительным способом согласования фактической производительности процесса шлифования с режущей способностью круга является изменение во времени фактической глубины шлифования t_ϕ .

Закономерность изменения во времени обработки τ глубины алмазного шлифования по упругой схеме описывается экспоненциальным выражением вида

$$t_\phi(\tau) = t_{ycm} + \Delta t \cdot \exp(\alpha\tau), \quad (6)$$

где t_{ycm} – установившаяся глубина шлифования;

t_0 – исходная глубина шлифования рельефом, который сформирован после электроэрозионной правки круга;

$\Delta t = t_0 - t_{ycm}$ – амплитуда снижения глубины шлифования;

α – эмпирический коэффициент.

Эта закономерность, представленная уравнением (6), является проявлением экспоненциального характера снижения режущей способности алмазного шлифовального круга во время обработки (рис. 1).

Стабилизация в процессе шлифования заготовки через определённый промежуток времени (период стабилизации τ_{ycm}) режущей способности круга на уровне, соответствующем установившейся глубине шлифования t_{ycm} , вынуждает устанавливать в качестве режима обработки по жёсткой схеме именно это значение глубины резания. Даже незначительное его превышение по истечении времени обработки, равного τ_{ycm} , может привес-

ти к появлению фазово-структурных изменений в поверхностном слое заготовки (прижогов).

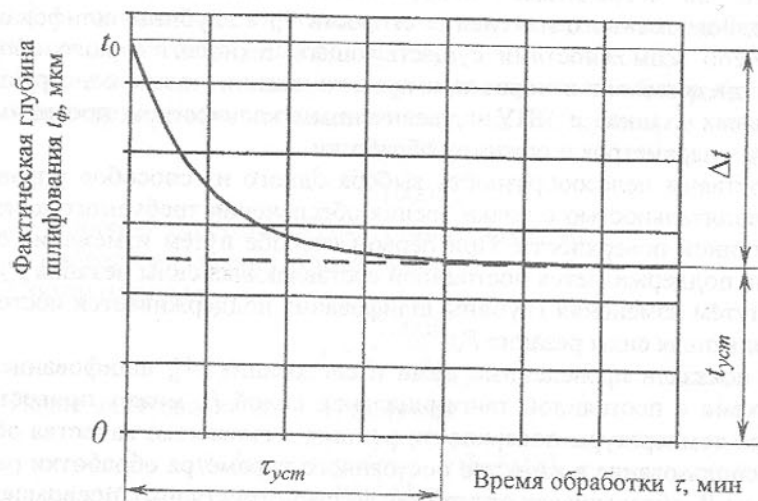


Рис. 1. Изменение глубины шлифования во время обработки по упругой схеме

Это приводит к существенному недоиспользованию режущей способности круга при $\tau < \tau_{уст}$ для случая обработки по жёсткой схеме с постоянной глубиной резания.

Управлять фактической глубиной шлифования t_ϕ и достигнуть наиболее полного использования режущих свойств круга и, соответственно, максимальной производительности обработки позволяют два способа обработки. Первый хорошо известен — это шлифование по упругой схеме с постоянной радиальной силой P_v , когда изменение фактической глубины резания происходит автоматически в процессе обработки. Второй предложен нами — это шлифование по жёсткой схеме на шлифовальном станке с ЧПУ, когда глубина шлифования изменяется по программе в соответствии с зависимостью вида (6).

Параметры уравнения (6), описывающего изменение глубины шлифования в результате процесса изнашивания зёрен, определяются с помощью разработанной нами математической модели процесса плоского шлифования по упругой схеме. Параметры этого же уравнения, отражающего совместное влияние на глубину шлифования процессов засаливания межзёрненного пространства и изнашивания зёрен на РПК, находятся экспериментальным путём при обработке опытного образца по упругой схеме.

В результате выполненных исследований установлено, что наиболее удобным параметром управления для выравнивания фактической производительности шлифования и режущей способности круга является фактическая глубина шлифования. Полученные результаты будут использованы при разработке методики определения оптимальных режимов обработки по критерию режущей способности круга. Такие режимы обеспечивают максимальную производительность шлифования данным кругом.

Дальнейшие исследования в этом направлении связаны с повышением режущей способности алмазного круга в процессе обработки с помощью электроэрозионных управляющих воздействий.

Список литературы: 1. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. — М.: Машиностроение, 1974. — 320 с. 2. Иванов Н.П., Пыжов И.Н., Воронков В.И. Методика оценки работоспособности кругов из СТМ// Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. — Харьков: Изд-во "Основа". — 1989. — Вып. 42. — С. 19-22. 3. Глейзер Л.А. О сущности процесса круглого шлифования// Вопросы точности в технологии машиностроения. — М.: Машгиз, 1959. — С. 5-24. 4. Матюха П.Г., Полтавец В.В. Изменение температуры поверхности резания при различных способах шлифования по упругой схеме быстрорежущей стали Р6М5Ф3// Надёжность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. статей. — Краматорск: ДГМА, 1999. — С. 191-197.

Сдано в редакцию 14.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Седуш В.Я.

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТОЧНОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ МНОГОПРОХОДНОЙ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ

Собашек А., Свиць А., Пловась Б. (Politechnika Lubelska, Instytut Technologicznych Systemów Informacyjnych, Lublin, Polska)

The article is devoted to theoretical and experimental research of multi pass turning accuracy. Method of process optimization by means of cutter feed regulation at different passes is suggested.

Типовая трехпроходная токарная обработка (черновая, получистовая и чистовая) в большинстве практических случаев обеспечивает получение требуемого качества поверхности:

- черновая обработка обеспечивает удаление внешнего слоя (поврежденного);
- получистовая обработка обеспечивает равномерную глубину резания на этапе чистовой обработки (минимальную неточность);

-чистовая обработка - последний этап изготовления детали в пределах определенного допуска.

Оптимальным считается следующее распределение припуска[1,2]:

- 60- 75% - черновая обработка;
- 15- 20% - получистовая обработка;
- 10% - чистовая обработка.

Качество поверхности обеспечивается в результате выбора соответствующих параметров обработки (скорость резания, подача, глубина резания) специфических для каждого их этапов токарной обработки. При этом предполагается, что сила резания постоянная и определяется зависимостью типа[3]:

$$F = Ca_p^\alpha f^\beta k,$$

где: C, α, β, k – постоянные.

Методика определения параметров резания для токарной обработки базируется на заданных:

- глубине резания (a_p),
- геометрии инструмента и условиях токарной обработки (k),
- прогибе детали или инструмента от силы резания (F).

Исходя из этих условий, определяется подача (f).

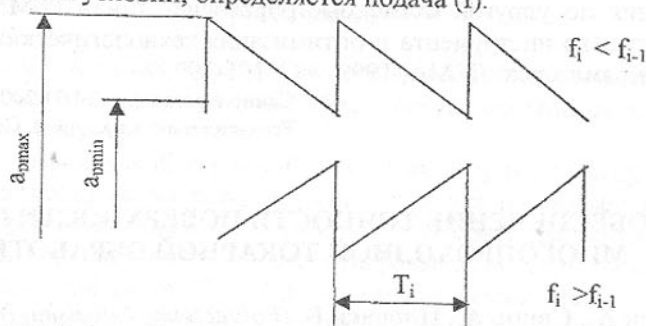


Рис.1. Изменение глубины резания при токарной обработке

Обычно, в естественных условиях, сила резания зависит не только от подачи на данном этапе обработки (f_i). Подача при чистовой обработке почти всегда отличается от подачи для получистовой обработки (f_{i-1}). В этих условиях шероховатость, возникающая при предыдущей обработке, приводит к периодическому изменению длины линии резания на этапе чистовой обработки, что, в свою очередь, приводит к колебаниям силы резания.

Если получистовая или чистовая обработка проводится одинаковыми резцами с одинаковой геометрией, то изменение силы резания имеет пилообразный характер.

В общем случае изменения глубины резания во времени зависят от углов κ_1 и κ_2 , подачи f_1 и f_2 , определенных пределов изменения глубины резания a_{pmin} , a_{pmax} , частоты вращения детали на этапе окончательной обработки n_2 .

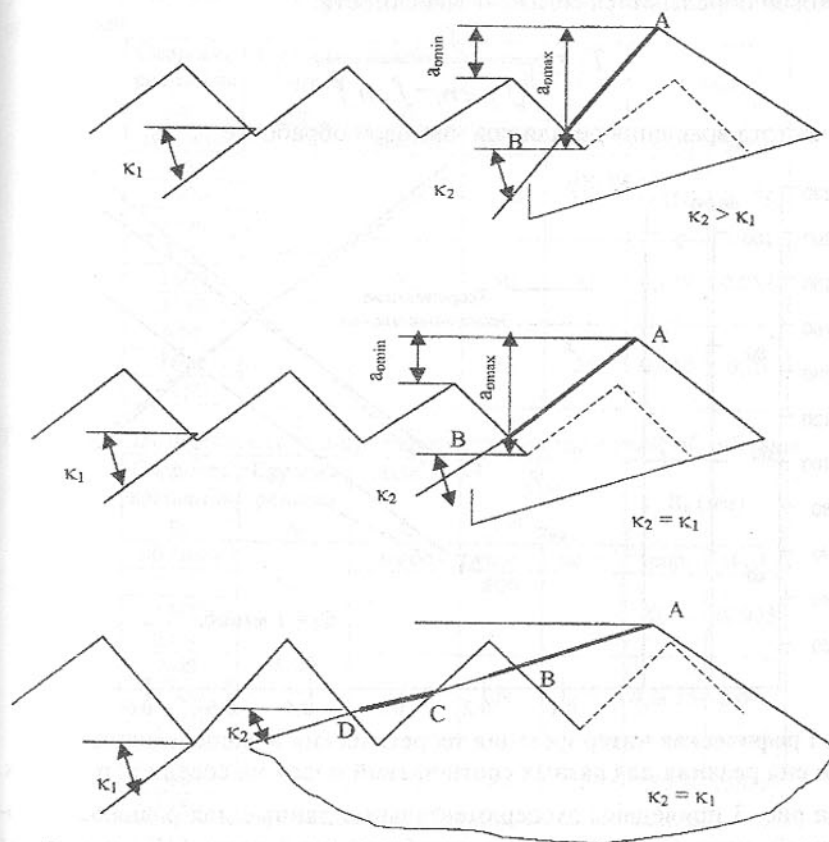


Рис.2. Зависимость длины линии и глубины резания от величины углов в плане на этапах предварительной и окончательной обработки

Глубину резания (выраженную через длину линии резания) можно существенно изменять путем соотношения углов κ_1 и κ_2 , что, в свою очередь, приводит к изменению зависимости сил резания во времени и шероховатости обрабатываемой поверхности рисунок 2.

Таким образом, изменение глубины резания во времени зависит от углов в плане κ_{11} и κ_{22} , подачи f_1 и f_2 , диапазона изменения глубины a_{pmin} , a_{pmax} , частоты вращения обрабатываемой детали на этапе чистовой обра-

ботки n_2 , для которой глубина резания колеблется в пределах $a_{p \min} - a_{p \max}$, но только при выполнении условия, что $f_1 \neq f_2$. Для $f_1 > f_2$ инструмент будет отставать по отношению к «винту», а это приводит к колебаниям глубины резания, а соответственно и сил во времени. Период колебаний T_i при чистовой определяется согласно зависимости:

$$T_i = \frac{f_{i-1}}{\sqrt{(f_{i-1} n_i - f_i n_i)^2}}$$

где n_i – частота вращения детали при чистовой обработке.

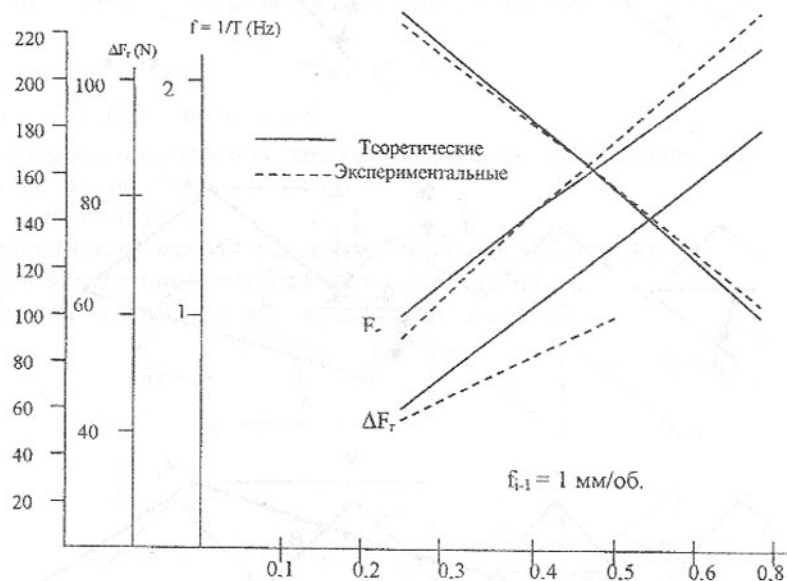


Рис.3. Графическая интерпретация теоретических и экспериментальных величин сил резания для разных соотношений подач на соседних проходах

На рис. 3 приведены экспериментальные данные для радиальной составляющей силы (F_r), амплитуды колебаний этой силы (ΔF_r) и частоты этих колебаний для чистовой обработки (f_r) для разных соотношений подач f_{i-1} и f_i . Для сравнения приведены теоретические значения. Исходная шероховатость R_z была равной 0,160 мм[4].

В случае, когда $f_1 < f_2$ резец догоняет «винт», характер изменений сил резания во времени имеет пилообразный характер. В реальных условиях $f_1 > f_2$ силы резания одновременно возрастают и резко падают

Силы резания вызывают механические колебания инструмента и детали, что приводит к заметным искажениям формы и микрогеометрии поверхности. Такие колебания, очевидно, влияют на качество поверхности:

шероховатость и волнистость (как следствие колебаний поперечной силы резания). Результаты расчетов, а также результаты экспериментальных исследований волнистости и шероховатости поверхности для полуступовой обработки, приведены в таблице 1, а для чистовой обработки в таблице 2. Таблица 1- Волнистость и шероховатость поверхности для полуступовой обработки

Скорость вращения n_2	Глубина резания a_p	подача f_2	$\frac{S_w}{W_{z_{\max}}}$		R_z (мм)	
			теор.	эксп.	теор.	эксп.
об./мин	0,5	1,0	120	160	0,156	0,179
800						
1600						
3150		0,5	50	43	0,039	0,053
800						
1600						
3150		0,25	33	25	0,010	0,03
800						
1600						
3150						

Таблица 2- Волнистость и шероховатость для чистовой обработки

Скорость вращения n_2	Глубина резания a_p	подача f_2	$\frac{S_w}{W_{z_{\max}}}$		R_z (мм)	
			теор.	эксп.	теор.	эксп.
об./мин	0,28		800		0,2	0,005
1600						
3150						
800		0,1	29	7,5	0,0015	0,001
1600						
3150						
800		0,05	20	3,21	0,0004	0,0006
1600						
3150						

Анализ расчетных и экспериментальных данных, полученных для реальных параметров обработки, позволяет сделать следующие выводы:

- амплитуда колебания силы резания может изменяться в границах 30-50%;
- частота колебаний изменяется в пределах 1 – 2,4 Гц;
- волнистость возникает для определенного диапазона подач (таблица 2), когда S_w/W_z больше 40;
- все варианты чистовой обработки в диапазоне подач 0,05 ÷ 0,2 мм/об. обеспечивают отношение S_w/W_z меньше 40;
- экспериментальные данные соответствуют расчетным данным;

- в зависимости от условий обработки волнистость может даже равняться 90% общей величины отклонений профиля поверхности детали;
- этим процессом можно управлять путем выбора соответствующих подач f_{i-1} и f_i (для предыдущего и текущего прохода);
- при соответствующих условиях процесса резания многопроходной обработки вообще можно исключить операцию шлифования, так как можно получить высокое качество поверхности;
- метод оптимизации обработки путем управления соотношением подач на соседних проходах можно рекомендовать для новейших высокоскоростных способов точения с исключением операции шлифования.

Список литературы: 1. Jemielniak K., Widota A. Numerical simulation of non-linear chatter Vibration in turning. Int. J. Mach Tools Manufact. V.29, 1989. Nr 2.- s. 23-27. 2. Lubimow w., Oczos K. E. Wybrane zagadnienia kształtowania nierówności powierzchni w procesach obróbkowych. Mechanik, v. 70. 1997, nr 3.- s. 45-51. 3. Sobaszek A., Niszczeta W., Świć A.. Обеспечение качества поверхности при многопроходной токарной обработке. V Международная научно-техническая конференция: Точность и надежность технологических и транспортных систем. Россия, Пенза: 1999.- с. 87-92. 4. Świć A., Sobaszek A. Geometryczna jakość powierzchni przy wielozabiegowym toczeniu. W monografii: Technologiczne systemy informacyjne w inżynierii produkcji i kształceniu technicznym. Lubelskie Towarzystwo Naukowe. Lublin 2001, s. 511-515.

Сдано в редакцию 15.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

АВТОМАТИЗАЦИЯ ПЛАНИРОВАНИЯ И КОНТРОЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ В МЕХАНИЧЕСКОМ ЦЕХЕ

Ченцов Н.А., Рыбалко Н.И.

(ДонНТУ, г. Донецк, ОАО «ДМЗ», Украина)

The frame of the automated workstation for planning and control behind a course of manufacturing spares in an mechanic workshop of line fault service is offered. The form representation of the production schedule and primary goals, bunched in modes «Motion» and «Planned daily task» is designed.

Современное промышленное предприятие, например, металлургическое, в своем составе обязательно имеет ремонтную службу, потребляющую большие объемы разнообразных запасных частей (деталей) [1]. Для их изготовления в структуре промышленного предприятия имеются

цеха машиностроительного профиля: кузнечные, литейные, механические и т.д. Одним из путей повышения эффективности их работы является автоматизация подготовки производства и контроля за ходом изготовления деталей. Известные решения таких систем ориентированы на крупные машиностроительные предприятия с серийным или массовым выпуском продукции, имеют широкие возможности по разработке технологического процесса, планирования и контроля изготовления деталей и обладают высокой стоимостью. [2].

Анализ номенклатуры деталей изготавливаемых в ремонтной службе позволил выделить следующие характерные особенности ее производственной программы:

- единичное производство деталей;
- широкая номенклатура (несколько тысяч деталей ежемесячно), которая постоянно изменяется;
- ежедневная корректировка плана, что обусловлено необходимостью выполнения аварийных и срочных заказов составляющих до 30% от объема изготавливаемых деталей;
- повторяемость в течении (2..3)-х лет до 95% номенклатуры изготавливаемых деталей.

Центральным подразделением, принимающим участие в изготовлении деталей можно считать механический цех. Одним из путей повышения эффективности работы такого цеха является автоматизация планирования и контроля за ходом изготовления деталей.

Исходя из перечисленных признаков номенклатуры деталей можно видеть, что в случае ремонтной службы использование автоматизированных систем, принятых в серийном машиностроении, неприменимо в силу следующих причин:

- высокая стоимость и сложность автоматизированной системы, требующая большого количества специального обслуживающего персонала для поддержания ее в рабочем состоянии;
- высокая жесткость планирования, что делает практически невозможным введение в производственный план аварийных и срочных заказов на изготовление деталей;
- глубокая специализация пользователей системы, что значительно усложняет решение задач, стоящих перед плановиком цеха.

Опираясь на анализ подходов к планированию и управлению изготовлением деталей в ремонтной службе, принято:

- изготовление деталей выполняется в соответствии с производственным планом, разрабатываемым специальным подразделением отдела главного механика (ОГМ);

- скорректированный производственный план ежедневно передается из ОГМ плановикам механического цеха для исполнения;
- в соответствии с планом, по имеющимся в наличии полуфабрикатам с учетом приоритета деталей, разрабатывается сменно-суточное задание на их изготовление;
- данные о полученных заготовках и выполненных операциях используются при разработке сменно-суточного задания на следующие сутки и передаются в ОГМ.

При построении автоматизированной системы механического цеха принято, что она представлена в виде локальной сети состоящей из автоматизированных рабочих мест (АРМ) построенных на основе архитектуры клиент – сервер. В сети используется один вид АРМа, который может быть настроен на пользователей: «Плановик» и «Руководитель планового бюро». Вся информация сети сосредоточена на сервере, установленном на компьютере руководителя планового бюро.

Исходной информацией к работе АРМа является производственный план, передаваемый из ОГМ. В его составе можно выделить поля и строки, показанные на копии экрана из режима «ПрПлан», рис. 1.

КрТок	СрТок	МлТок	Карус	Раст	Строг	Шелл	Долс	Фрез	Свер	Зубор	Шлиф	Всего	Заказ	млТ	Наименование	Цех	Рем	Рассылка
636.4	911.8	1902.9		311	25.6	91.61	78.2	178.5	352.1	51.2		5088.31			##### ДОМЕННЫЙ (всего по цеху)	1		
300	377.8	21.6	13	96	4.6	17.01	2	47.8	2.6			882.41			### ДОМЕННЫЙ ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ	1	1	
						2.91						2.91	11620	97	ИЗГИ СОБРАТЬ СТРОП ЦЕПНОЙ Д/М	1	1	
															1 СТРОП ЦЕПНОЙ	1	1	МЕХ.ТО ТК-Т В.ВЗ
															1 кольцо навесное	1	1	К.МЕХ
															2 кольцо овальное	1	1	К.МЕХ
						1.61						1.61			4 кольцо соединительное	1	1	К.МЕХ
															1 цепь сварная	1	1	Д/З.МЕХ
18		16	6			2.5		4	1			33.1	11956	97	ЧУГУНОВ.ОЗ	1	1	
															1 РЕМОНТ ЦАПФ	1	1	МЕХ

Рис. 1. Фрагмент производственного плана

Группировка строк в производственном плане выполнена в следующем порядке: цех заказчик/вид ремонта/номер заказа. Например, доменный цех/текущие ремонты/12453. На каждую деталь заказа выделена одна строка, в которой приводятся: название детали, номер ее чертежа и т.д.; перечень и объемы операций механической обработки по ее изготовлению; закодированный перечень цехов ОГМ участвующих в ее изготовлении. Кроме перечисленных в производственном плане имеются и другие данные: плановые даты выполнения заказов; их приоритеты; дата формирования производственного плана.

Скорректированный производственный план в полностью сформированном виде ежедневно передается в механический цех из ОГМ. Учитывая, что многие операции механической обработки выполняются в про-

должении нескольких смен, в рамках механического цеха используется другая форма представления производственного плана, рис. 2.

Цех	Рем	Заказ	Наименование	КодД	Опер	План	невып	ПФ	Грвзв	стФ	детФ	Идос	Дата	Сме	КодМ	Ма
2	5		МАРТЕНОВСКИЙ КАПИТАЛЬНЫЙ \ (поо.)	0	дет	575										
2	5	20340	МИКСЕР N2	97	дет	160	145	50								
2	5		БОНКА(ШАЙБА КОСАЯ) \ 2422(поо.)	160	К	160	145	50		50	50		02.12.02			
2	5				МлТ	126	104	20		16	20		02.12.02	2	1	
2	5									8	10		05.12.02	1	5	
2	5				Шел	80	72.5	15		7.5	15		03.12.02	2	3	
2	5	20850	МИКСЕР N2	97	дет	320	320	30								
2	5		БОЛТ m42 z360(ДСОЕД.КОЖУХА) \ 1330А	80	К	80	80	45		45	45		08.12.02			
2	5				МлТ	72	58.5	30		13.5	15		09.12.02	3	6	
2	5				Фрез	12	12	15								
2	5		БОЛТ m42 z150(ДСОЕД.КОЖУХА) \ 1330А	80	К	80	80	45		45	45		14.12.02			
2	5				МлТ	40	40	45								
2	5				Фрез	12	12									

Рис. 2. Данные о выполненных операциях

В ней на каждую деталь выделяется количество строк равное количеству операций, а на каждую операцию может быть создано произвольное количество строк характеризующих ее выполнение. В каждой строке приведены: наименование операции; ее плановый и не выполненный объем, количество обработанных деталей и имеющихся в наличии полуфабрикатов.

Строки операций, их наименования и плановые объемы формируются автоматически при вводе производственного плана переданного из ОГМ. К ним подключаются ранее введенные данные о выполненных операциях.

Форма представления данных, показанная на рисунке 2, используется в режиме «Движение». Этот режим предназначен для ввода данных о выполненных операциях по изготовлению деталей и их автоматизированного анализа. К наиболее важным задачам анализа относятся:

- определение количества полуфабрикатов с учетом полученных заготовок и выполненных операций;
- определения общего по цеху объема полуфабрикатов по видам операций.

По введенным данным можно сформировать различные документы для заданного периода времени. Для повышения производительности труда пользователя ему предоставляется возможность выбора и установки различных фильтров.

Следующим по важности можно считать режим «СменноСутг» предназначенный для формирования сменно-суточного задания на выполнение операций. Работа в его рамках выполняется в три этапа. На первом этапе

пользователю предоставляется перечень всех полуфабрикатов (кандидатов в сменно-суточное задание) отсортированных по видам полуфабрикатов. Форма представления данных на этом этапе показана на рисунке 3.

Цех	Рем	Заказ	Наименование	ДетП	СтЧП	невып	Опер	стЧП	детП	ПФ	Грввод	стЧФ	детФ	Мдог	Дата
1	1	12228	БЛОК-ШЕСТЕРНЯ \ (поз.7)	1	6	6	КрТ	6	1	1					02.01.03
1	1	12420	ПЕРЕДНЯ ЧАСТЬ НОСКА \ 1607А-1(поз.)	1	6	6	КрТ	4							
1	1	12420	ЗАДНЯЯ ЧАСТЬ НОСКА \ 1607А-2(поз.)	1	6	8	КрТ	8							
1	1	12228	ВАЛ-ШЕСТЕРНЯ \ (поз.23)	1	4	4	СрТ	4	1	1					02.01.03
1	1	12936	ПОЛОВИНА ГАЙКИ \ 2067.02-315(поз.)	1	9	9	СрТ	9	1	2					02.01.03
1	1	11956	винт М30х45 \ ГОСТ 7808-70(поз.3)	4	1.6	1.6	МлТ	2							
2	5	20340	БОНКА(ШАЙБА КОСАЯ) \ 2422(поз.)	160	128	104	МлТ	20	16	20					02.01.03
2	5	20340	БОНКА(ШАЙБА КОСАЯ) \ 2422(поз.)	160	128	104	МлТ	20	8	10					02.01.03
2	5	20340	БОНКА(ШАЙБА КОСАЯ) \ 2422(поз.)	160	128	104	МлТ	8	10	20					02.01.03

Рис. 3. Кандидаты в сменно-суточное задание

Для включения в сменно-суточное задание пользователь заполняет поля «СтЧП» и «ДетП» в соответствующей операции. По выбранным операциям можно просчитать общий объем для сравнения с возможностями цеха, что необходимо для балансировки сменно-суточного задания. Второй этап выполняется после окончательной балансировки, для чего на запланированные операции ставится фильтр, рисунок 4. Затем выбирается форма печатаемого сменно-суточного задания и выполняется его печать. На третьем этапе в колонки «СтЧФ» и «ДетФ» вводятся данные о фактически выполненных операциях, для чего используется выполненное сменно-суточное задание.

Цех	Рем	Заказ	Наименование	ДетП	СтЧП	невып	Опер	стЧП	детП	ПФ	Грввод	стЧФ	детФ	Мдог	Дата
1	1	12228	БЛОК-ШЕСТЕРНЯ \ (поз.7)	1	6	6	КрТ	6	1	1					02.01.03
1	1	12228	ВАЛ-ШЕСТЕРНЯ \ (поз.23)	1	4	4	СрТ	4	1	1					02.01.03
1	1	12936	ПОЛОВИНА ГАЙКИ \ 2067.02-315(поз.)	1	9	9	СрТ	9	1	2					02.01.03
2	5	20340	БОНКА(ШАЙБА КОСАЯ) \ 2422(поз.)	160	128	104	МлТ	8	10	20					02.01.03
2	5	20340	БОНКА(ШАЙБА КОСАЯ) \ 2422(поз.)	160	80	72.5	Шеп	7.5	15	15					02.01.03

Рис. 4. Сменно-суточное задание

В рамках АРМа кроме показанных режимов имеется и ряд других. Выбор и запуск любого режима осуществляется из главного меню.

В настоящее время локальная сеть построенная на базе совокупности рассмотренных АРМов готовится к запуску в эксплуатацию в механическом цехе Донецкого металлургического завода. Она будет включать пять персональных компьютеров и обеспечит планирование и учет изго-

товления деталей на 12 видах станков со среднемесячным объемом обработки порядка 18 000 станкочасов.

Список литературы: 1. Организация и автоматизация ремонтной службы промышленного предприятия. /Н.А.Ченцов, В.Я.Седуш, В.И.Бобровицкий. /Стратегия управления социально-экономическим развитием региона на период до 2010 года. Материалы региональной научно-практической конференции. Секция «Приоритеты научно-технического и инновационного развития». Том1.-Донецк: ДонГТУ, 1999г.-156с. 2. Сквозная компьютеризированная технология проектирования и изготовления авиационной и общемашиностроительной техники. / В.Ф.Безъязычный, Т.Д.Кожина, Д.И.Юдин, С.А.Волков/ Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века. Сборник трудов VIII международной научно-технической конференции. Донецк: ДонГТУ, 2001.Т.1.-303с.

Сдано в редакцию 29.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Седуш В.Я.

ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ ПРИРОДНОГО КАМНЯ

Голубов Н.В. (ДонНТУ, Донецк, Украина)

The natural stone is processed by grinding. The productivity of processing depends on speed of moving of the tool, parameters of the tool, circuit of processing. To raise productivity it is possible processing preparation by several tools simultaneously.

В строительстве широко используются в качестве облицовочного материала широко используется природный камень, который отличается высокой долговечностью, хорошей текстурой, относительно невысокой стоимостью, большими разведанными запасами [1].

Украина – это уникальный минерально-сырьевой регион, располагающийся в наиболее благоприятных экономико-географических условиях Европы. Качество добываемого минералов и сырья отвечает лучшим мировым стандартам. Обобщенные экспертные оценки говорят о том, что Украина может в 1,5-2 раза увеличить экспорт продукции минерально-сырьевого комплекса, доходы от которого составят до 3-4 млрд. дол. США [1].

Добыча и обработка природного камня на Украине является компонентом строительной индустрии, одной из наиболее рентабельных отраслей промышленности, дающей быструю отдачу, обеспечивающей быстрый оборот средств.

Кроме того, обработанный природный камень является важной статьей экспорта и по объемам продаж занимает четвертое место среди экспортируемых товаров. Поэтому в условиях конкурентной борьбы на рынках сбыта актуальным является снижение себестоимости обработки камня за счет повышения производительности процессов обработки.

Технология обработки облицовочных плит из природного камня предусматривает последовательное выполнение следующих технологических переходов [2]: грубое шлифование; шлифование черновое; шлифование чистовое; шлифование тонкое; лощение; полирование.

Процесс шлифования природного камня и близкой ему по свойствам технической керамики исследовался многими организациями [1,2,3,4]. Наибольшее распространение получила одноинструментальная технологическая схема обработки камня торцем шлифовального круга. При этом круг прижимается к обрабатываемой поверхности с усилием P_o , которым обеспечивает давление круга p . Производительность такого метода обработки рассматривалась в [1,2,3,4]

Теоретическую производительность обработки Π_T при выполнении технологического перехода можно описать уравнением

$$\Pi_T = \frac{V}{T}, \quad (1)$$

где V - объем материала, удаляемый с поверхности заготовки при выполнении технологического перехода.

$$V = B \cdot t \cdot l \cdot i = k_n \cdot D_{кр} \cdot t \cdot l \cdot i, \quad (2)$$

где B - ширина шлифования, t - глубина резания, l - длина рабочего хода, i - число рабочих ходов, k_n - коэффициент перекрытия, $D_{кр}$ - диаметр шлифовального круга.

Продолжительность обработки T для каждого технологического перехода будет

$$T = l / v_k \quad (3)$$

где v_k - скорость перемещения круга относительно заготовки.

Подставив значения V и T в формулу (1) получим

$$\Pi_T = k_n D_{кр} t v_k. \quad (4)$$

Однако, оценивая производительность обработки поверхностей, целесообразно оценивать производительность как площадь поверхности, обработанной за единицу времени. Тогда формула (4) примет вид:

$$\Pi_T = k_n D_{кр} v_k.$$

Значит, теоретическая производительность зависит как от режимного параметра v_k , так и от конструктивного $D_{кр}$.

Анализируя зависимости, полученные статистическими методами [3] производительность обработки можно описать уравнением вида:

$$\Pi = C v_k^a d^b p^s,$$

где C, a, b, s - постоянный коэффициент и показатели степени, d - зернистость материала абразивного инструмента.

Принимая во внимание, что $p = f(P_o, D_{кр})$ и то, что $C > 0, a > 0, b > 0, s > 0$, к факторам влияющим на производительность обработки, можно отнести и зернистость материала абразивного инструмента d , усилие прижатия абразивного инструмента P_o .

Следовательно, теоретически, производительность обработки поверхности природного камня можно повысить увеличивая скорость перемещения круга v_k , диаметр круга $D_{кр}$, зернистость материала абразивного инструмента d , усилие прижима P_o .

Но существуют ограничения, которые существенно сужают возможные интервалы изменения этих факторов. Это прочность обрабатываемого материала, номенклатура типоразмеров выпускаемого серийно абразивного инструмента, шероховатость обработанной поверхности.

Диаметры серийно выпускаемых кругов для обработки камня ограничены диаметром 450мм, что соответственно ограничивает возможную ширину шлифования B и при большей ширине обрабатываемой заготовки приводит к необходимости реализации челноковой схемы обработки, увеличивающей длину рабочего хода l . Кроме того, увеличение размеров режущего инструмента ведет к увеличению крутящего момента от сил резания на шпинделе станка, что, в свою очередь, приводит к необходимости увеличения мощности используемых в приводе двигателей. Выходом из этой ситуации может быть переход к многоинструментальной схеме обработки, реализуемой, например, при использовании планетарных шлифовальных головок.

Увеличение скорости перемещения круга v_k серьезно ограничивают требования по шероховатости обработанной поверхности. Поскольку увеличение скорости v_k влечет за собой и увеличение шероховатости обработанной поверхности, то повышение производительности за счет изменения этого фактора возможно лишь на тех технологических переходах, где требования по шероховатости обработанных поверхностей невысокие. Такими технологическими переходами являются грубое и черновое шлифование.

Существенно ограничивает возможности повышения производительности прочность обрабатываемого материала. Типичным видом брака при обработке камня являются сколы краёв. Поскольку управлять прочностными параметрами заготовок возможным не представляется, то для предотвращения появления сколов ограничивается скорость перемещения круга v_k , давление круга на заготовку p и, как следствие, усилие прижима P_o .

Влияние зернистости на производительность обработки рассматривалось в частности в [3], где приводится анализ полученных экспериментальным путем данных о влиянии на производительность обработки зернистости материала абразивных кругов. Характер этой зависимости приведен на рис. 1. Низкая производительность мелкозернистого инструмента обусловлена малой высотой выступающих зерен из связки, что приводит к контактированию с обрабатываемой поверхностью не только зерен, но и связки и препятствует увеличению глубины внедрения зерна в обрабатываемый материал. С ростом зернистости вероятность контакта связки с обрабатываемой поверхностью уменьшается и производительность обработки возрастает. Однако при достижении зернистости некоторого критического значения производительность начинает уменьшаться. Объясняется это явление тем, что с увеличением зернистости абразивного материала увеличиваются радиусы при вершинах абразивных зерен. Это уменьшает глубину внедрения зерен в обрабатываемый материал.

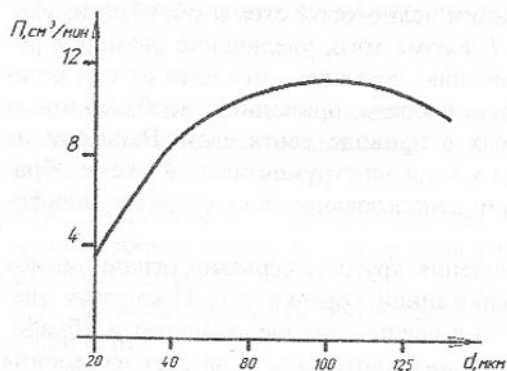


Рис.1. График зависимости производительности обработки камня от зернистости материала абразивного инструмента

где K - поправочный коэффициент.

Эта зависимость позволяет сделать вывод, что производительность обработки зависит также от продолжительности и числа технологических переходов.

По (4) уменьшить продолжительность выполнения технологического перехода возможно за счет увеличения скорости перемещения круга v_k и уменьшения числа рабочих ходов. Возможность увеличения скорости v_k ограничивается рядом факторов, описанных выше. Уменьшить число рабочих ходов можно, обеспечив обработку по всей ширине заготовки за

одного прохода. При одноинструментальной обработке предельная ширина заготовки не должна превышать максимальный диаметр круга, т.е. 450 мм. Многоинструментальная схема обработки позволяет существенно увеличить ширину шлифования. Хорошо зарекомендовали себя в камнеобработке многоинструментальные планетарные головки [2].

Число технологических переходов обусловлено необходимостью обеспечения требуемого качества поверхностей и может быть уменьшено за счет их совмещения. Такое совмещение возможно при применении специальных многоинструментальных головок [5].

Все сказанное позволяет сделать вывод о том, что существенного роста производительности при одноинструментальной схеме обработки ожидать не следует.

Дальнейшее повышение производительности обработки природного камня возможно за счет применения технологических процессов, предусматривающих реализацию многоинструментальных схем предусматривающих совмещение черновой и чистовой обработки.

Список литературы: 1. Мартыненко И.И. Состояние и перспективы развития геологической отрасли в Украине // Инструментальный світ. 2002. №2. С.10-14. 2. Добыча и обработка природного камня/ Под общ. ред. Смирнова А.Г. - М.: Машиностроение, 1990. - 444с. 3. Д.Б. Ваксер, В.А. Иванов и др. Алмазная обработка технической керамики. - Ленинград: Машиностроение, 1976. - 160с. 4. Орлов А.М. Добыча и обработка природного камня - М.: Машиностроение, 1977. - 350с. 5. АС №46335 В2В1/100 Михайлов О.М., Удовиченко В.О., Байков А.В., Ищенко О.Л., Буленков С.О. Спосіб шліфування. Бюл. №5 - 2002р.

Сдано в редакцию 21.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Малышко И.А.

DEPENDENCE ANALYSIS OF THE MEAN ARITHMETIC DEVIATION OF THE PROFILE AND CUTTING TIME FOR TURNING BY THE 2nd POWER POLYNOMIAL

Dašić P., Skubov D. Yu., Vodolazskaya N.V.

(VTTŠ, SPGTU, DonNTU, Kruševac, Saint-Petersburg, Donetsk, Yugoslavia, Russia, Ukraine)

In the paper gives analysis of approximation dependence of the mean arithmetic deviation of the profile and cutting time for turning hardened steel by means of ceramic cutting tools by the 2nd power polynomial. Correlation coefficient for given example of experimental researching is $R=0,93917$ and mean relative

error of experiment is $\bar{\alpha}_{rel} = 6,4815 \%$.

Key words: turning, ceramic cutting tools, processed surface roughness
Functional dependence of mean arithmetic deviation of the profile R_a and cutting time t could be mathematical represent by equation:

$$R_a = f(t) \quad (1)$$

For testing parameter R_a the method of roughness measuring is used, with the aim to consolidate the dependence regression (mathematical) between mean arithmetic deviation of the profile R_a and cutting time t in shape the 2nd power polynomial, i.e. quadratic regression:

$$R_a = f(t) = b_0 + b_1 \cdot t + b_2 \cdot t^2 \quad (2)$$

The experiment has been realized in the production conditions of the Industry "14. October" in Kruševac under the following conditions [3-6, 8]:

- operation: external finished turning,
- material: steel C.1730 (according to JUS standard) or C60 (according to DIN standard) or En9 (according to BS standard), which characteristics are: $R_m = 800-950$ [N/mm²] and 230-270 HB,
- machine for turning: CNC lathe MD10S from the firm Max Muller,
- cutting tools: tool holder CCLNL2525M16 and the indexable inserts CNGN160812T02020 made of mixed ceramic SH20F from the firm SPK-Feldmühle,
- nose radius: $r = 1,2$ [mm],
- elements of the cutting regime: $a = 0,25$ [mm], $s = 0,08$ [mm/rev] and $v = 600$ [m/min] and
- processing without cooling or lubrication means.

The review of measured values of mean arithmetic deviation of the profile R_a in [μm] depended to cutting time t in [min], for finished turning of steel C60 with cutting tool from mixed ceramic, is given in the table 1 [4, 5, 8].

Application for equation (2), which represent curve line, method of the least squares, can be determinate of parameters of quadrate regression b_0 , b_1 and b_2 .

The best shape of the approximate curve (2) omnibus of the experimental points with coordinates (t , R_a) is that one for which the score of the square variation of regression, apropos the score of the evasion square ordinate, has minimal value:

$$S^2 = \sum_{i=1}^n (R_{ai} - \hat{R}_{ai})^2 = \sum_{i=1}^n (R_{ai} - b_0 - b_1 \cdot t_i - b_2 \cdot t_i^2)^2 \rightarrow \min \quad (3)$$

Table 1 - The table review of measured values of R_a depended to t for turning in the steel C60 by mixed ceramic cutting tools

No. of exper.	t [min]	R_a [μm]	No. of exper.	t [min]	R_a [μm]
1.	0,00	0,34	15.	8,25	0,81
2.	0,75	0,42	16.	9,00	0,82
3.	1,25	0,48	17.	9,75	0,84
4.	1,75	0,52	18.	10,50	0,82
5.	2,50	0,65	19.	11,00	0,86
6.	3,00	0,71	20.	12,00	0,88
7.	3,25	0,75	21.	12,50	0,88
8.	4,00	0,78	22.	13,25	0,90
9.	4,50	0,72	23.	14,00	0,90
10.	5,25	0,70	24.	14,75	0,91
11.	5,75	0,73	25.	15,50	0,92
12.	6,50	0,72	26.	16,50	0,95
13.	7,00	0,76	27.	17,00	0,98
14.	7,75	0,78	28.	18,00	1,05

With the partial differentiate of the function S^2 , equation (3), measured with the parameters b_0 , b_1 and b_2 and to equal those partial perorate with the zero we can get the system of linear algebra equation for determination of the parameters b_0 , b_1 and b_2 :

$$b_0 \cdot n + b_1 \cdot \sum \Delta_i + b_2 \cdot \sum \Delta_i^2 = \sum R_{ai}$$

$$b_0 \cdot \sum \Delta_i + b_1 \cdot \sum \Delta_i^2 + b_2 \cdot \sum \Delta_i^3 = \sum \Delta_i \cdot R_{ai} \quad (4)$$

$$b_0 \cdot \sum \Delta_i^2 + b_1 \cdot \sum \Delta_i^3 + b_2 \cdot \sum \Delta_i^4 = \sum \Delta_i^2 \cdot R_{ai}$$

The systems solution of the linear algebra equations (4) can be realized by inversion of the matrix. In general case the normal system equations (4) can be expressed in the following matrix shape:

$$\begin{bmatrix} n & \sum \Delta_i & \sum \Delta_i^2 \\ \sum \Delta_i & \sum \Delta_i^2 & \sum \Delta_i^3 \\ \sum \Delta_i^2 & \sum \Delta_i^3 & \sum \Delta_i^4 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} b_0 \\ b_1 \\ b_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum R_{ai} \\ \sum \Delta_i \cdot R_{ai} \\ \sum \Delta_i^2 \cdot R_{ai} \end{bmatrix} \quad (5)$$

or shorter in the shape of the matrix equation:

$$X \cdot b = Y \quad (6)$$

Parameter calculation of the quadrate regression value b_0 , b_1 and b_2 is realized in the matrix shape by matrix equation.

$$b = X^{-1} \cdot Y \quad (7)$$

Parameter calculation b_0 , b_1 and b_2 of the quadrate regression for the mentioned example is consisted in the solving of the normal system equation (5) with the following shape:

$$\begin{bmatrix} 28 & 235,25 & 2769,4375 \\ 235,25 & 2769,4375 & 37285,10937 \\ 2769,438 & 37285,10937 & 539641,4805 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} b_0 \\ b_1 \\ b_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 21,58 \\ 203,62 \\ 2501,515 \end{bmatrix} \quad (8)$$

on the base of which is: $b_0=0,45878$; $b_1=0,05505$ and $b_2=-0,00152$.
From that point the equation of the quadrate regression has the shape:

$$\hat{R}_a = 0,45878 + 0,05505 \cdot t - 0,00152 \cdot t^2 \quad (9)$$

The index of the curved correlation R , to [2-6, 8], is:

$$R = \sqrt{1 - \frac{S^2}{S_y^2}} = \sqrt{1 - \frac{0,08951}{0,7587873}} = 0,93917 \quad (10)$$

The analogous table value R_t for the result of significance coefficient correlation, for the level of significance $\alpha=5$ [%] and the freedom level number $r=28-3=25$, by the table in the book [5], is:

$$R_t = 0,3809 \quad (11)$$

Because it is:

$$R = 0,93917 > R_t = 0,3809 \quad (12)$$

there is the base that the hypothesis about significance of the curved correlation index acceptance, i.e. the correlation curved index R is significant (important), on R - test base, for the significant level $\alpha=5$ [%] (assumed quadrate regression (9) is good at representation of experimental data).

Calculate value F_r for marking of adequacy of regression equation, [2-6, 8], is:

$$F_r = \frac{S_r^2}{S_e^2} = \frac{0,66927}{0,00358} = 186,9286 \quad (13)$$

The analogues table value F_t for the result of adequate regression equation, for the level of adequate regression equation, for the level of significance $\alpha=5$ [%] and freedom scale number: $r_1=1$ and $r_2=28-3=25$, by the table in the book [5], is:

$$F_t = 4,2597 \quad (14)$$

Because it is:

$$F_r = 186,9286 > F_t = 4,2597 \quad (15)$$

there is the base that the hypothesis of adequate regression equation acceptance, i.e. hypothesis about quadrate regression (9) is adequate (consistent) with the experimental data, on the F -test, base, for the significance $\alpha=5$ [%] (assumed quadrate regression (9) is good at representing of experimental data).

The same conclusion is derived and on the base of the significance index the result of the curled correlation, in equation (12).

The dependence between mean arithmetical deviation of the profile R_a and cutting time t is shown on the figure 1.

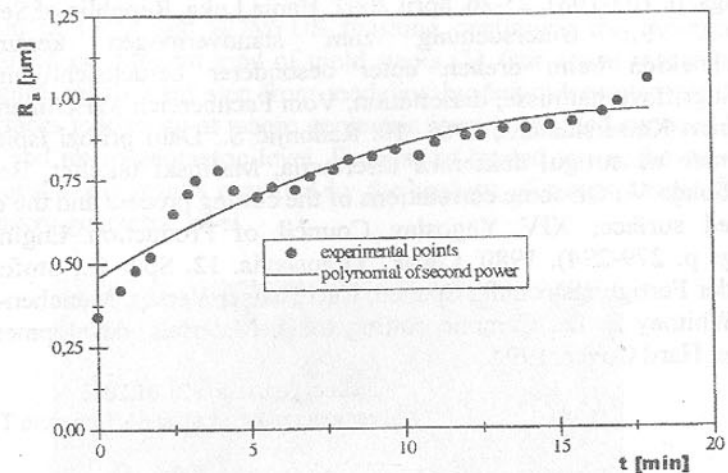


Fig. 1. Graphic review of experimental data and calculated values of dependence $R_a=f(t)$

References: 1. Dašić P.: Analysis choice of regression equations of the roughness of processed surface for turning by means of ceramic cutting tools, International Tribology Conference ITC - Nagasaki 2000, 29. October - 02. November 2000, Nagasaki, Japan. 2. Dašić P.: Aproksimacija zavisnosti parametara hrapavosti obrađene površine pomoću polinoma 3-eg stepena, Savetovanje "Stanje i perspektive istraživanja i razvoja u hemijskoj i mašinskoj industriji" sa međunarodnim učešćem (Zbornik radova s. 64-71), 22 - 24. oktobar 2001, Kruševac. 3. Dašić P.: Istraživanje procesa završne obrade na strugu čelika povećane tvrdoće reznim alatima od keramike, Monografija (u pripremi). 4. Dašić P.: Research of processed surface roughness for turning hardened steel by means of ceramic cutting tools, 2nd World Tribology Congress (Abstracts of papers p. 522 and CD-ROM name of file M-51-29-055-DASIC.pdf p. 1-6), 3 - 7. september 2001, Vienna, Austria. 5. Dašić P.: Statistička obrada eksperimentalnih podataka, Knjiga 1: Jedonfaktorna regresiona analiza, Monografija, Institut IMK "14. Oktobar", Kruševac, 2002 - 250 p. 6. Dašić P.: The analysis of possibilities of the approximation of machining process characteristics by power polynomial, 16th International Conference on Production Research - ICPR-16 (Summaries Vol. 5, p. 43 and CD-ROM name of file 0715.pdf or K5.3 p. 1), 29. july - 03. august 2001, Prague, Czech P., Skubov D. Yu., Vodolazskaya N. V.: Dependence approximation of the processed surface roughness parameters and concentrated tools wearing for turning by the 3rd power polynomial, 5th International Conference on Accomplishments of Electrical and Mechanical Industries "DEMI 2002"

(Proceedings, p. 103-108), 25-26. april 2002, Banja Luka, Republic of Serbs 9. Momper J. F.: Untersuchung zum standvermogen keramischer werkzeugschneiden beim drehen unter besonderer berucksichtigung der schneideneingriffsverhaltnisse, dissertation, Vom Fachbereich Maschinenwesen der Universitat Kaiserslautern, 1985. 10. Radonjić S.: Dalji prilozi ispitivanju završne obrade na strugu, doktorska disertacija, Mašinski fakultet, Beograd, 1986. 11. Šolaja V.: On some correlations of the cutting process and the quality of generated surface, XIV Yugoslav Council of Production Engineering (Proceedings p. 279-294), 1980, Cacak, Yugoslavia. 12. Spur G., Stoferle T.: Handbuch der Fertigungstechnik, Spanen, Carl Hanser Verlag, Munchen-Wien, 1980. 13. Whitney E. D.: Ceramic cutting tools, Materials, development and performance, Hard Cover, 1994.

Сдано в редакцию 21.01.2003
Рекомендовано д.т.н., проф. Керекеш Т.

THE INFLUENCE OF MACHINED SURFACES MACROGEOMETRY AT ULTRASONIC AIDED EDM FINISHING

Ghiclescu, D., Marinescu, N.I., Lupu, L.
(U.P.B., ICTCM, Bucharest, Romania)

The paper deals with simulation through finite elements method of the influence of machined surface macrogeometry upon material removal mechanism at electrodischarge machining finishing aided by ultrasonic longitudinal vibrations of electrode-tool.

1. Introduction: Electrodischarge machining (EDM) products evacuation from the gap at finishing is very difficult because of very narrow interelectrode gap (less than $10\ \mu\text{m}$), especially when machining great size surfaces, leading to a weak machining rate. The aiding of the process by longitudinal ultrasonic (US) vibrations of tool, which creates *cumulative microjets* at the end of an oscillation period T_{US} , characterized by great pressure, is able to remove EDM products from the gap and amazingly improve machining rate (V_w).

Important increase of V_w parameter through ultrasonic (US) longitudinal vibrations of the electrode tool at EDM finishing (EDM+US) was reported by some researchers like D. Kremer et al. [4], [5], [6], L. Jinchun, D. Songyan [7], V. I. Serepot, I.D. Rudaia [8]. The art mentioned above does not present data concerning the improvement of other output main technological parameters of EDM+US such as surface roughness (R_a) and volumetric relative wear (θ), in comparison with those resulted from classic EDM finishing as in [3].

Our previous works [1], [2] deal with comparative modeling of removal

mechanism of EDM and EDM+US finishing confirming the experimental results obtained on different kind of mold steels [3]. Our actual researches represent a significant forward step from modeling by finite elements method (FEM) plane surfaces machining at macro geometric level to profiled surfaces EDM-ing at macro and micro geometric level. Because of limited space, the current work presents only some results provided by the analysis of material removal mechanism at macro geometric level.

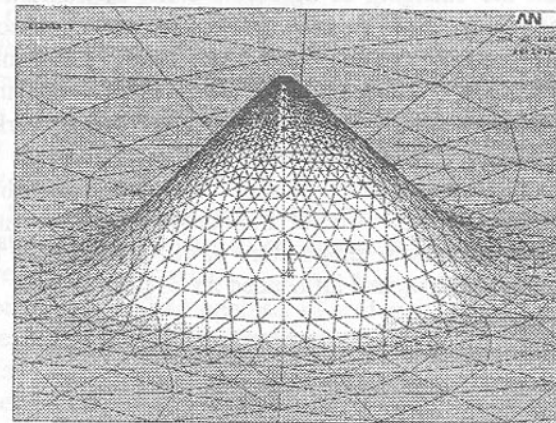


Fig. 1. Mesh in interest zone at macrogeometric level in case of conical shape with base radius – 0.1 mm; height – 0,1 mm; upper radius 0,005 mm

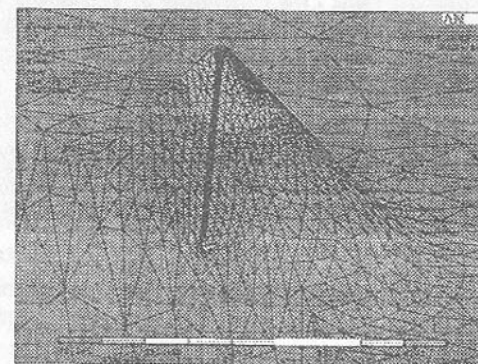


Fig. 2. Temperature distribution on machined active surface of injection mold after a commanded pulse time $t_1 = 4\ \mu\text{s}$ and $\text{Fe}\alpha$ constituent.

2. FEM analysis of removal mechanism at macrogeometric level: At machining of active surfaces of the molds, the field we applied our researches

in, some specific cases of macro geometries are encountered. The shapes considered were of 0,1 mm order, technological achievable. E. g. in figures presented in the paper, we display the modeling of removal mechanism in case of generating a protuberance as a *conical shape* located on the frontal surface to be EDM-ed (fig. 1).

It was used SOLID 70 and 87 elements provided by specialized library of ANSYS 5.7 in order to obtain the discrete structure. The mentioned elements take into consideration the changing of aggregate state, appropriate for EDM process. We also used the same package for geometric modeling because of its improved facilities comparing to previous versions. In the zone of interest, i. e. in the proximity of cathode and anode spot, the elements had very small dimensions of μm order increasing progressively to the outer part of workpiece surface, finally reaching values of mm order (fig. 1). The dimensions of technological systems are much greater than EDM spot dimensions. Thus the mold active elements used for simulation were of mm order in agreement with real cases. Consequently, the zones with temperature of 40°C (dielectric liquid temperature) are much greater than thermal influenced zones (fig. 2).

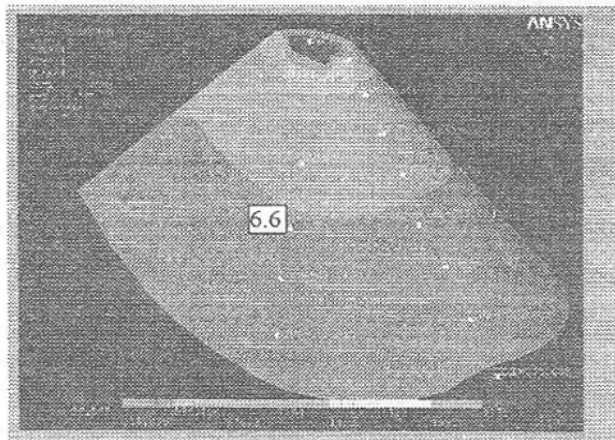


Fig.3. Temperature distribution in cross section and frontal surface emphasizing the temperature [$^\circ\text{C}$] and distances [μm] corresponding to nodes from interest zone after a commanded pulse time $t_1 = 4 \mu\text{s}$ and $\text{Fe}\alpha$ constituent.

The type of *boundary conditions* were: (a) constant temperature surface; (b) constant thermal output flux. For condition (a), it was introduced the simplifying hypothesis that temperature in the cathode and anode spot is constant. Taking account of Utsumi's measurements concerning the spot temperature [9] and the Conn's hypothesis related to narrowing of the plasma

channel in the cathode zone [10] previously experimentally confirmed [3], we considered for finishing using *commanded pulses* and *positive polarity*, that temperature in the cathode spot is $t_{\text{spot}} = 2550^\circ\text{C}$ and its radius $R_{\text{cs}} = 2.5 \mu\text{m}$. In case of relaxation pulses (negative polarity), temperature of anode spot is $t_{\text{spot}} = 2500^\circ\text{C}$ and its radius $R_{\text{as}} = 10 \mu\text{m}$. For condition (b), the constant thermal output flux was $\Phi = 0.1 \text{ W/mm}^2$.

Thermo-physics characteristics of the main constituents of the mold steels were considered because their dimensions are comparable with craters dimensions resulted from pulse discharge. The input data concerning the *material characteristics* were the thermo-physics characteristics of the main constituents of the mold steels structure, namely $\text{Fe}\alpha$ and Fe_3C .

In fig. 3, it is presented the temperature distribution at the end of pulse time aiming to establish the connection with craters dimensions previously experimentally determined [3]. The simulation of discharge located on the time scale in the proximity of the cumulative microjets phase, at the final of an ultrasonic oscillation [1], [2] points to emphasize the fundamental part of ultrasonics in material removal mechanism.

3. Conclusions: FEM analysis of material removal mechanism at macrogeometric level provided data, which are in agreement with our previous experimental results [3] and highlights the following conclusions:

a) The temperature distribution after a commanded discharge located on a plane surface indicates the most reduced EDM crater in comparison with other specific protuberance shapes encountered at machining of active elements of the molds. This emphasizes the influence of machined macrogeometry on the removal mechanism.

b) The remarks regarding the crater volume from above are also true in case of EDM+US finishing discharge, which produces craters 4-5 times greater than classic EDM ones. The discharges located on conical shape protrusion create craters with greatest dimensions from the analyzed cases because the thermal attack is distributed on the biggest volume.

c) In comparison, the craters produced on convex shapes are reduced because the energy discharge is dispersed on greater volume adjacent of EDM spot.

d) Consequently, in case of concave shapes machining, decreasing of energy discharge level and actuating power of acoustic chain are required. Otherwise, due to great material volume removed by discharge, the fine details of machined surface cannot be achieved.

e) The crater dimensions obtained on $\text{Fe}\alpha$ constituent are 5...25% lower than those resulted in case on Fe_3C constituent, which confirms the assumption that at finishing, it is important to have an homogenous structure; $\text{Fe}\alpha$ predominant.

f) Cathode spot dimensions are approximately four times lower than anode ones, producing the craters dimensions in agreement with experimental results previously obtained. This fact confirms Conn's hypothesis regarding the narrowing of the plasma channel in the cathode zone [10].

References: 1. Ghiculescu, et al. Modeling of the Finishing Process by Ultrasonic Aided EDM with Commanded Pulses, ICMAS 2000, TCMM, Technical Publishing House, p. 263-268, 2000. 2. Ghiculescu, D. Marinescu, N. I., A Model Regarding the Removal Mechanism at Ultrasonic Aided EDM Finishing with Relaxation Pulses, CITN 2000-Braşov, Printech Publishing, 2000]. 3. Ghiculescu, D., Vlase, A. Finishing EDM Technology Aided by Ultrasonics, Romanian Review of Fine Mechanics and Optics, p. 705-710, Supliment Nr. 2, 1998. 4. Kremer, D. et al., Ultrasonic Machining Improves EDM Technology, ISEM 7, Birmingham, 1983. 5. Kremer, D. et al. Effects of Ultrasonics Vibrations on the Performances in EDM, Annals of the CIRP, Vol.38/1, 1989. 6. Kremer, D., Lhiaubet, C., A Study of the Effect of Synchronizing Ultrasonic Vibrations with Pulses in EDM, Annals of the CIRP, Vol.40/1. 1991. 7. Liu Jinchun, Du Song, Ultrasonic and EDM Combined Machining of Micro-hole, ISEM 8, Moscow, p. 40-46, 1986. 8. Serepot, V. I., Rudaia, I. D. Method of Electrodischarge Machining Aided by Ultrasonic Vibrations, Electronnaia Obrabotka Materialov nr. 2. p. 90-92, 1990. 9. Utsumi, T. Measurements of cathode spot in vacuum arcs, Applied Physics Letters, 18, p. 218-220., 1971. 10. Conn, W. Technische Physik der Lichtbogenschweißung, Springer-Verlag / Berlin, Göttingen, Heidelberg, J.F. Bergman / München, 1959.

Слано в редакцию 21.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

DURABILITY AND OPTIMUM CUTTING SPEED FUNCTIONS IN TURNING THERMAL SPRAYED INOX 18-8

Iliescu M., Purcărea M. (U.P.B., I.M.S.T., Bucureşti, Romania)

Abstract: This paper studies the durability and optimum cutting speed functions, determined as multivariable regression process functions in turning. The independent variables considered are: cutting parameters (v , s , t) and wear of cutting tool, VB .

1. Introduction

Metallizing is the process in which molten metal is sprayed onto a surface to form a coating, whose physical properties are completely different from the original metal.

A very important property of the Inox 18-8 thermal sprayed coatings is

their high hardness and therefore high wear of cutting tool when turning.

2. Research method

A cutting process taking place in a certain technological system is defined by variables connected through relations such as:

$$Y = \Gamma(X_1, X_2, \dots, X_j, \dots, X_k) \quad (1)$$

called process functions, where X_j , $j = 1, 2, \dots, k$, are independent process variables; Y is dependent process variable; and Γ is the type of dependence relation.

Independent process variables: material being studied (MP) – “mild steel” Inox 18-8, which initially wire, was thermal sprayed with electric arc on the cylindrical external surface of the samples, the thickness of the obtained layer being $2,5 \div 3$ mm; machining procedure – external cylindrical turning with constant cutting speed and feed; cutting tool (SA) – tools with changeable cutting plates, romanian made by metallic carbides, conventionally called K20; cutting parameters – there were considered: speed v , feed s and depth t ; machine-tool – is SN 500 \times 1500 lathe, with device for counting the main spindle's rotations; cooling fluid – not used; machining time (T) – introduced in process functions.

Dependent process variables: wear of cutting tool - evaluated by VB and VB_{max} parameters; durability of cutting tool, T – determined as machining time while the established durability criterion is achieved; optimum cutting speed, v_{T_0} .

Process functions: - will be determined as multivariable regression functions and the structure of the experimental programs used is presented in [1].

3. Experimental research methodology

The experimental stand for measuring VB and VB_{max} wear parameters is presented in figure 1 and the VB wear of cutting plate is shown in figure 2.

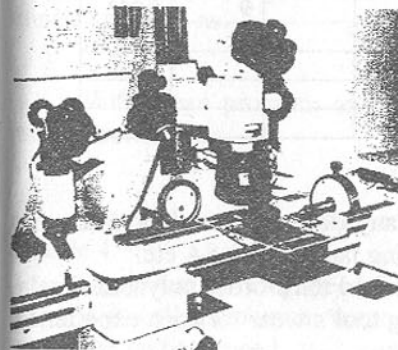


Fig. 1. Measuring wear parameters with Carl Zeiss Jena 3222 microscope

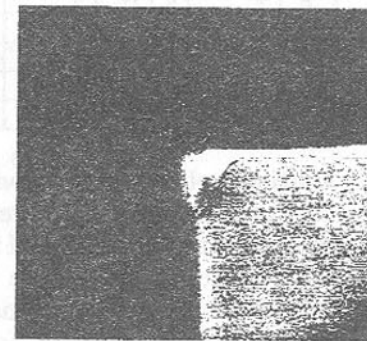


Fig. 2. VB wear of cutting plate

The calculus programs used for determining the regression functions were: Regs - program for determining polynomial multivariable regression functions; CurveExpert 1.3 - program for drawing curves using data sets, regression models and interpolation schemes; CurvePlots - which plots 3D curves obtained by defining the mathematical relation and the variation field of variables.

4. Process functions related to cutting tool's wear

Experimental data

The experimental program used is presented in table 1 and an example of experimental data in table 2.

Table 1 - Experimental program

MP	v [m/min]			s [mm/rot]			t [mm]			T [min]	Exp. prog.
	(-1)	(0)	(1)	(-1)	(0)	(1)	(-1)	(0)	(1)	$[0, T_1]U,$ $(T_1, T_2]U,$ $(T_{k1}, T_{k2}]U$	
Inox 18-8	23	36	57	0,2	0,25	0,315	0,25	0,35	0,5		P1.2 P2.1

Table 2 - Experimental data

MP	Experience number, i							
	1		3		4		6	
	T [min]	VB [mm]	T [min]	VB [mm]	T [min]	VB [mm]	T [min]	VB [mm]
Inox 18-8	0	0	0	0	0	0	0	0
	1	0,12	1	0,047	1	0,172	1	0,067
	3	0,186	3	0,078	2	0,186	3	0,121
	5	0,197	5	0,153	3	0,265	5	0,184
	7	0,213	7	0,185	4	0,705	7	0,201
	9	0,259	9	0,199			9	0,233
	11	0,291	11	0,214			11	0,279
			13	0,223				
			15	0,244				
			17	0,298				

Cutting tool's wear functions

It is called cutting tool's wear function any dependence relation between the wear of the cutting tool, U, and the influencing factors MP, SA etc.

With CurveExpert 1.3 there were determined third order polynomial relations, corresponding to time variation of cutting tool's wear for each experience, an example is presented in figure 3.

Some of the third order polynomial relations' coefficients, standard error and correlation coefficient are presented in table 3.

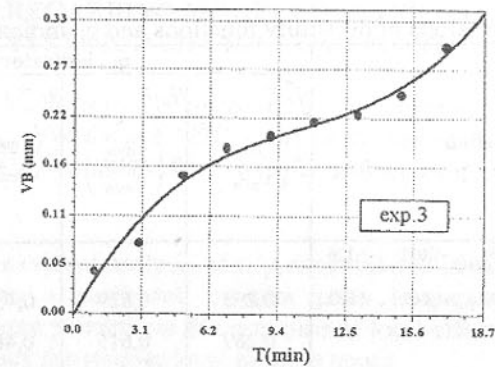


Fig. 3. Wear curve for Inox 18-8, exp.3

Table 3 - Third order polynomial relations' coefficients, standard error and correlation coefficient

MP	Exp. no.	a	b	c	d	σ	R
Inox 18-8	3	-0,0026	0,0450	-0,0036	$11,55 \cdot 10^{-5}$	0,01301	0,99364
	4	-0,0010	0,3505	-0,2166	0,0433	0,00873	0,99986

Cutting tool's durability functions

It is called cutting tool's durability function any dependence relation between the durability of the cutting tool, U, and the influencing factors MP, SA etc.

With Regs program and experimental P1.2 program, there were determined functions as:

$$T = A_0 \cdot v^{A_1} \cdot s^{A_2} \cdot t^{A_3} \quad (2)$$

With Regs program and experimental P2.1 program, there were determined functions as:

$$T = A_0 \cdot v^{A_1} \cdot s^{A_2} \cdot t^{A_3} \cdot VB^{A_4} \quad (3)$$

Expressions of the obtained functions and the q_i indicators are presented in table 4.

Optimum cutting speed functions

It is called optimum cutting speed function any dependence relation between the cutting speed, v_{T_0} , and the influencing factors MP, SA etc., where T_0 represents cutting tool's optimum durability.

Table 4 - Expressions of durability functions and q_i indicators

MP	Function	q_i , indicator			
		$q_v = \left(\frac{v_{max}}{v_{min}}\right)^{a_1}$	$q_s = \left(\frac{s_{max}}{s_{min}}\right)^{a_2}$	$q_t = \left(\frac{t_{max}}{t_{min}}\right)^{a_3}$	$q_{VB} = \left(\frac{VB_{max}}{VB_{min}}\right)^{a_4}$
Inox 18-8	$T = e^{4,634} \cdot v^{-1,353} \cdot s^{-1,021} \cdot t^{-1,126}$	0,293	0,629	0,458	-
	$T = e^{6,644} \cdot v^{-1,376} \cdot s^{-1,069} \cdot t^{-1,032} \cdot VB^{1,493}$				
		0,287	0,615	0,489	4,652

These functions were obtained by extracting the v variable from the above determined durability functions and their expressions are presented in table 5.

Table 5 - Expressions of optimum cutting speed functions

MP	SA	Function
Inox 18-8	K20	$v_{T_0} = e^{3,425} \cdot T^{-0,739} \cdot s^{-0,755} \cdot t^{-0,832}$
		$v_{T_0} = e^{4,828} \cdot T^{-0,727} \cdot s^{-0,777} \cdot t^{-0,750} \cdot VB^{1,085}$

Conclusions

For evaluating cutting tool's durability it was studied the VB parameter.

The determined wear curves are similar to the ones presented in technical literature.

The mathematical determined models for wear curves make a good correspondence to experimental data.

All determined durability functions, T , are adequate ($R^* < 1$) and the coefficients have significant influence on dependent variable ($R_j > 1$).

The independent variables studied have decreasing influence on cutting tool's durability so: VB , v , t , s .

Cutting parameters (s , t) and durability criterion VB have the same influence on optimum cutting speed, v_{T_0} , as to cutting tool's durability.

References: 1. Iliescu M., Researches on quality and machinability of thermal sprayed coatings, 2000, "POLITEHNICA" University of Bucharest. 2. Ingham H.S., Shepard A.P., METCO Metallizing Handbook, 1951, Metallizing Engineering Co. 3. Ingham H.S., Shepard A.P., METCO Flame Spray Handbook, 1969, vol. I, II, III Metco Inc.

Сдано в редакцию 22.01.2003
Рекомендовано д.т.н., проф. Параскив Д.

ASPECTS REGARDING MODELLING AND CALCULUS OF A PERFORATED CIRCULAR PLATE

Nastasescu, V., Military Technical Academy, Bucharest, Romania

Iliescu, N., "Politehnica" University of Bucharest, Romania

Atanasiu, C., "Politehnica" University of Bucharest, Romania

Abstract

In this paper a critical analysis of experimental data obtained with strain-gauge technique on a perforated circular plate is presented. The used experimental technique pointed out the presence of local effects but it failed to evaluate with accuracy the stresses level in these zones.

To determine the real level of the stress peaks in the concentration zones a numerical study with FEM was performed. The elaborated model was validated by the reasonable agreement between data provided by the two studies in zones out of concentrators. Obtained data from numerical calculus have shown a very high level of the local stresses in comparison with that provided by experiment.

1. Introduction

The analyzed plate represents a structural element of an ionic clearing filter used in the water feeding circuit of the term power station. The plate having a diameter of 3320 mm and thickness of 32 mm has 301 holes of 26 mm diameter arranged on a quadrilater network with a side of 150 mm as can see in figure 1.

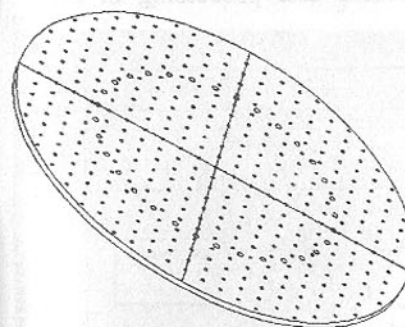


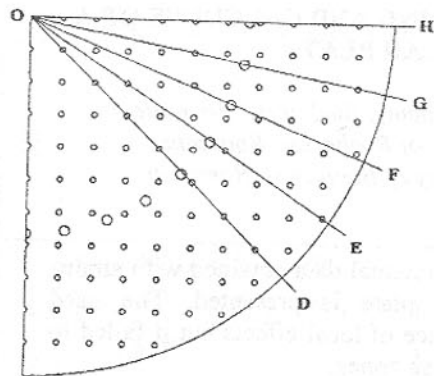
Fig. 1. The perforated plate

The plate is welded along outer contour of the filter wall and fastened by another identical upper plate by tubular bars of 45 mm diameter, placed on a circle of 2 m diameter.

The plate rests on the filter bottom through 16 tubular bars of 45 mm diameter placed in the same circle of 2 m diameter, at equal distances among the vertical bars. A hydrostatical pressure of 1 MPa loads the plate.

2. Experimental measurements

State of stress at the upper part of the lower plate was investigated by strain gauge technique. Strains were measured in 55 points on the five concurrent directions (fig. 2) by using 90° rosettes.



Because of disposing mode of the holes in the plate and emplacing of connecting and supporting bars, the plate has four axes of symmetry (OH and OD) were placed eight respectively nine points of measurements (fig. 2 and fig. 6a).

The rosettes were also applied on the other three directions disposed at $11^{\circ}15'$ one in respect to another: OG and OE (with five points of measure each one) and OF (with one point of measure).

The lower plate on which the 56 rosettes were applied in 28 measurement points was subjected to a hydrostatic pressure of 1 MPa, provided by passing of a water feed current through the filter at a controlled pressure.

Fig. 2. Placement directions of the strain-gauges

measurement points was subjected to a hydrostatic pressure of 1 MPa, provided by passing of a water feed current through the filter at a controlled pressure.

3. Experimental results

Strains values (ϵ_x and ϵ_y) experimentally determined in the measuring points were used for calculus of the normal stresses σ_r and σ_t . In figures 3 to 6 are presented variation curves of the stresses σ_r and σ_t , for the four directions (OH, OD, OG and OE), obtained by the calculus data processing in the measurement points.

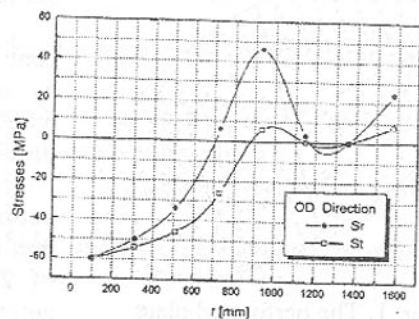
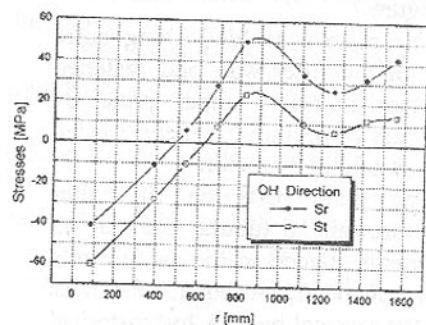


Fig. 3 Stress variation on OH direction Fig. 4 Stress variation on OD direction

By examination of these curved results that on the directions of symmetry OH and OD the stresses σ_r and σ_t (principal stresses) are maximum and negative on the upper side in central zone of the plate, change the sign and reach maximum values in the connecting bar area.

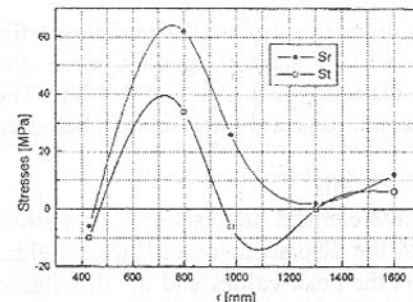
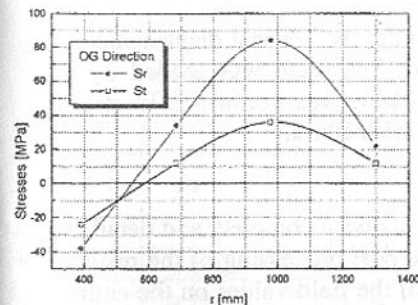


Fig. 5 Stress variation on OG direction Fig. 6. Stress variation on OE direction

On the directions OG and OE the stresses σ_r and σ_t in the central zone are negative and have smaller values, change the sign and reach maximum values near by connecting bars. Results of this study have shown that in the close vicinity of connecting bars take place stress concentrators.

The results applied in these zones made evident growing of the stresses but didn't estimate by accuracy the peaks of these.

4. Finite element model

The plate presented in the figure 1, having two symmetry axes, can be studied taking only a quarter of it. The plate having a large diameter and small thickness satisfies conditions of thin plate. Based on these considerations, shell finite elements, with four nodes and six degree of freedom per nod, were used for modeling of this structure.

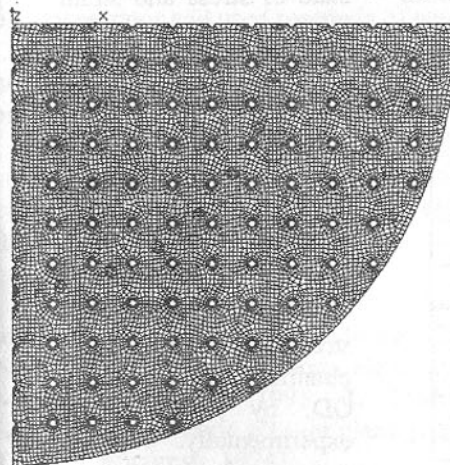


Fig. 7. Finite element model of the plate
mode of the plate in the structure and the geometrical symmetry.

The considered portion of the plate was discretised in 13653 finite elements having 14480 nodes. To determine as accurate as possible the stress gradient in the close vicinity of the holes and the resting points, a no uniform mesh was used, with the minimum and maximum element size of 3 to 15 mm. In the figure 7 the finite element model is presented. The boundary conditions have taken into account the real assembling

In order to simulate the real supporting mode, the vertical displacements in the places of supporting bars, were blocked. The plate was loaded by a uniform distributed pressure of 1 MPa. The calculus was performed in static loading conditions and linear-elastic behavior of the material.

5. Results

Finite element analysis of such a structure shows a complete and detailed picture of the displacement and stress fields. The post processing of the results highlights the peak values and the distributions of the field values on the entire plate. Using this information some important theoretical and practical conclusions can be established.

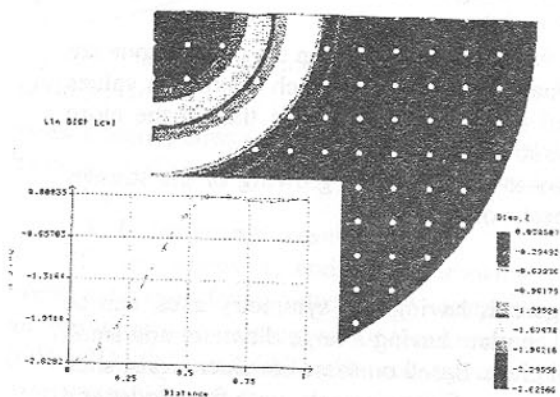


Fig. 8. UZ displacement and its radius variation

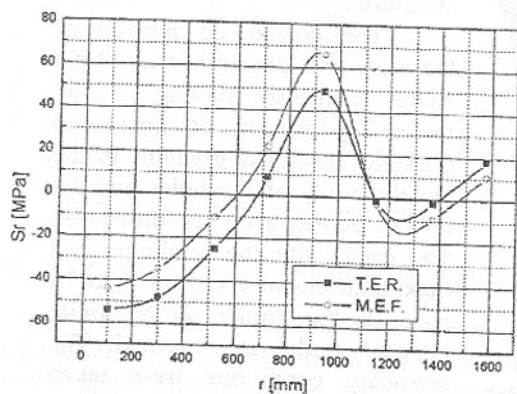


Fig. 9. Variation of radial stresses on the direction OD

In the figure 8 the UZ displacement field is presented and next to it, its variation along radius is presented too.

For a right evaluating of the maximum values of the local stresses in zones with concentrators, the state of stress and strain in the perforated plate was comparatively analyzed. So, the data resulted from numerical calculus were compared with experimental data obtained in the measure points. In the figures 9 and 10 are presented variations of the normal stresses σ_r and σ_t obtained on directions OD, by calculus and experimentally. As we can see, between those two family of data an acceptable agreement exists.

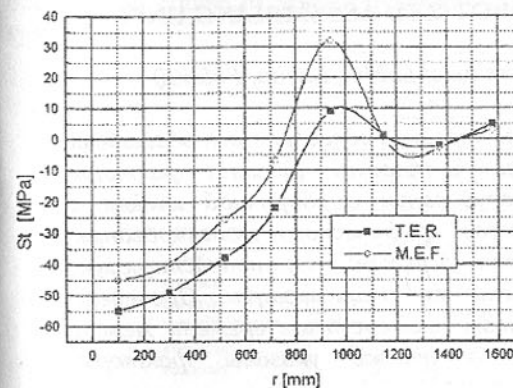


Fig. 10. Variation of tangential stresses on the FEM. The maximum value of the stress σ_r at the edge of the hole on direction OD is 172 MPa in comparison with 50 MPa indicated by rosettes applied in the close vicinity of concentrator.

6. Conclusions

The results of undertaken study shown that in investigations with strain-gauge technique on the structures with concentrators, the real maximum level of stresses can not be determined accurately even if the measure point is very close of concentrator and used rosette is of small dimensions.

For an appropriate evaluation of these stresses, as accurate as possible it is necessary that experimental data to be compared with the data obtained by FEM, on a model validated by the experiment.

Finite element method (FEM) is the most appropriate way for analysis of such special structure characterized by large dimensions and many concentrators. Post processing of the results gives a quickly and correct image of the investigated parameters.

References: 1. MOCANU, D., R., ș. a., Analiza experimentală a tensiunilor, vol. I-II, Editura Tehnică, București, 1976-1977. 2. NĂSTĂSESCU, V., Metoda elementelor finite, Editura Academiei Tehnice Militare, București, 1995. 3. TIMOSHENKO, S., P., WOINOWSKY-KRIEGER, S., Teoria plăcilor plane și curbe, (traducere din limba rusă), Editura Tehnică, București, 1974

Сдано в редакцию 21.01.2003
Рекомендовано д.т.н., проф. Прутяну О.

WORKING SPACE OF ROBOTIZED ASSEMBLING UNIT

Nieoczym A. A (Technical University of Lublin, Lublin, Poland)

В статье представлена проблема формирования области взаимодействия роботов, так называемой критической области. Указаны факторы пространственного размещения оборудования в сборочной ячейке и взаимосвязей между ними в процессе графического моделирования. Проведен анализ последовательности действий взаимодействующих роботов в зависимости от степени их специализации. Проведена декомпозиция времени сборки с учетом промежутков времени между отдельными сборочными фазами, а также указаны факторы, снижающие возможность коллизии.

One from among the problems associated with structure and functioning of assembling unit has been analysed in the present study, viz. minimizing of functioning areas overlapping for the robots performing manipulation functions.

Assembling unit is defined herein as isolated space incorporating robots performing manipulation functions and work station including equipment.

The spaces occupied by individual robots are limited by the length of arm, its rotation and lift angle as well as by rotation angle of robot base in relation to vertical axis. Such space called "manipulation area" encompasses technological area being characterized by assembling operation processes being carried out and consisting of the following parts:

1. Critical area being the common part of technological area for two cooperating robots
2. Non-critical area.

The objective of designer of robotized work station is to minimize manipulation area and to maximize its utilization being characterized by means of overlapping factor K_p :

$$K_p = \frac{S_T}{S_M}, \quad (1)$$

Where: S_T - technological area,

S_K - critical area.

The factor K_p is also considered in course of creation of alternative variants for robotized system designing as well as in case of industrial robot selection. The system with lower value of factor K_p shall be selected in course of graphical animation phase on work station. In order to complete such phase the following data are required: arrangement of facilities and equipment on work station as well as robot kinetics. The analysis for collisions of robot, peripheral equipment and tooling is carried out and determined by means of technological area and work time of work station. Refer to Figure 1 [1] for relations and interrelations

occurring in course of graphical simulation process for robotized assembling system.

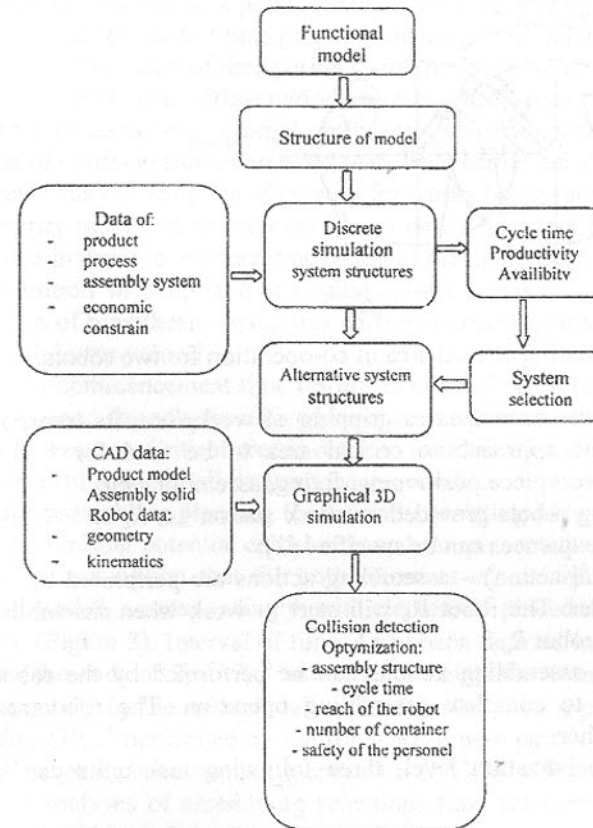


Fig. 1. Discrete simulation and graphical 3D simulation for robotized assembling system.

Possibility of robots collision in specific critical area is minimized by determination of time spent by robots in that area.

$$T_i = T_{i1} + T_{i2}, \quad (2)$$

Where: T_i - total assembling time for assembly i , T_{i1} - time spent out of critical area, T_{i2} - time spent in critical area.

Robots situated on work station will be indicated by symbols R_a and R_b . Work times for individual robots:

$$T_i^a = T_{i,1}^a + T_{i,2}^a \quad (3)$$

$$T_i^b = T_{i,1}^b + T_{i,2}^b \quad (4)$$

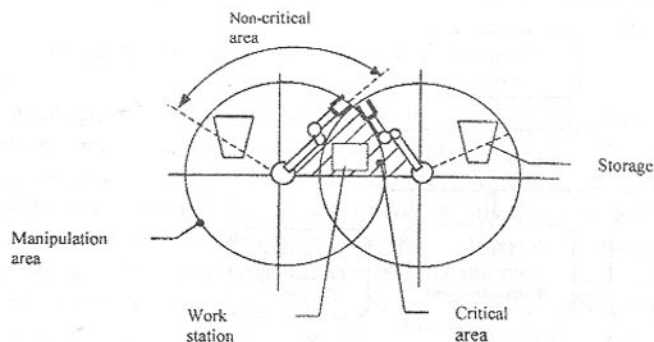


Fig. 2. Diagram illustrating critical area of co-operation for two robots.

Activity out of critical area encompasses gripping of workpiece, its transport towards work station and approach to critical area to be used for further assembling actions viz.: workpiece positioning, fixing, assembling etc.

Assuming two assembling robots provided on work station i.e. R_a and R_b two following types of work sequences can be specified [2]:

1 – serial operation (serial action) – assembling actions are performed by the robots in determined order. The robot R_b will start to work when assembling actions are completed by robot R_a .

2 – parallel operation – assembling actions can be performed by the robots simultaneously in order to complete assembling operation. The robots are independent from each other.

Depending on robot specialization level, three following task units can be specified:

1 – Specialized robot:

tasks assigned for robot R_a
time of the tasks T_{i1}, T_{i2}

2 – General purpose robot:

tasks assigned for robot R_a or R_b
time of the tasks $T_{i1}^a, T_{i2}^a, T_{i1}^b, T_{i2}^b$

3 – Co-operating robots:

tasks assigned for robots R_a and R_b
time of the tasks $T_{(i,1)eq}, T_{(i,2)eq}$

Considering the phases of assembling plan, the following definition of equivalent time of activity out of $T_{(i,1)eq}$ and within $T_{(i,2)eq}$ of equivalent area is possible [3]:

$$T_{(i,1)eq} = \min[ETO(R_a), ETO(R_b)] - \min[STO(R_a), STO(R_b)] \quad (5)$$

$$T_{(i,2)eq} = \max[ETI(R_a), ETI(R_b)] - \min[STO(R_a), STO(R_b)] - T_{(i,1)eq} \quad (6)$$

Where: STO – start of time period spent out of critical area

ETO – end of time period spent out of critical area

STI – start of time period spent in critical area

ETI – end of time period spent in critical area

The order of tasks being carried out in critical area is determined in course of creation of collision free assembling plan. That action consists of four steps:

K1: preliminary assumption of priority for works being carried out.

K2: Priority modification, introduction of new relations. Collisions number will be limited in order to ensure introduction of parallel works

K3: definition of tasks and arranging in order to adapt critical area size by adaptation of hypothesis saying that each non-specialized task is assigned to the robot with lower value $T_{i,2}$.

K4: Tasks commencement time testing in chronological order. Modification of robot designed for non-specialized tasks or tasks commencement time delaying is often necessary. Critical area is reduced in result of such delay, but remaining work times of robots shall be arranged repeatedly.

Sequence assembling planning for the unit consisting of two robots and analysis of factors limiting potential collision have been presented below.

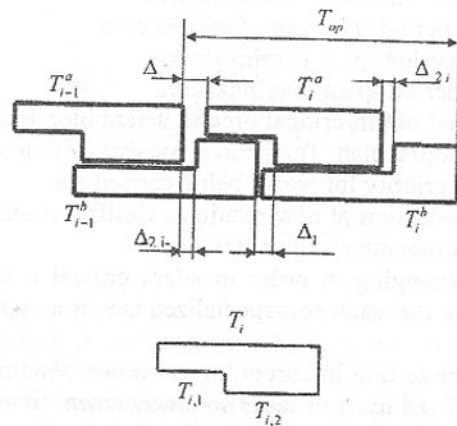
Under the assumption that the both elements e_i^a and e_i^b are installed by the robots R_a and R_b correspondingly; with element e_i^a placed on work station as the first one (Figure 3). Interval of time Δ has been defined in [4] as time elapsing between the ends of T_{i-1}^a, T_{i-1}^b and characterizing the event: commencement of operation OP_i^a by the robot R_a takes place during time Δ parallel to assembling operation OP_{i-1}^b performed by the robot R_b (a new part is gripped in course of OP_i^a by robot R_a , but assembling operation OP_{i-1}^b is still performed by the robot R_b). All analyses of assembling selections time are carried out in respect of assumed definition of Δ value.

Another definition of time interval has been presented in the study of the author and in [5]. Interval of time Δ has been defined as time elapsing between the end of assembling operation OP_{i-1} by robot R_b and commencement of operation OP_i^b performed by the robot R_a . The interval has been provided with symbol Δ_1 .

The time elapsed between the end of activity of robot R_a and commencement of activity by robot R_b in course of assembling operation OP_i is the next time (interval) to be considered. The interval has been provided with symbol Δ_2 .

According to [1] and [6], spare time i.e. unproductive time shall be provided in course of assembling line operation between assembling operations of successive units in order to introduce required changes associated with tools and components as well as with revisions of assembling procedures. The interval has been provided with symbol Δ_3 . The last change can be introduced in on-line

mode.



T_{op} – time including all actions performed by the robot i.e. elapsed between gripping of the element in storage and completion of assembling operation. Remaining symbols specified in text.

Fig. 3. Gantt chart illustrating assembling sequences for the unit consisting of two elements.

On the basis of Figure 3, assembling process time can be expressed as:

$$T_{op} = T_i^a + T_{i,2}^b + \Delta_{2,i} + \Delta_3 \quad (7)$$

$$\Delta_3 + \Delta_{2,i-1} + T_{2,i-1}^b + \Delta_1 + T_{i,2}^a + \Delta_{2,i} + T_{i,2}^b$$

Optimization of operation time T_{op} is carried out for conditions characterized by minimum values of $\Delta_1, \Delta_{2,i-1}, \Delta_{2,i}$.

$$\min(T_i^a - T_{i,2}^b) \rightarrow \Delta_{2,i} \quad (8)$$

$$\min(T_i^b - T_{i-1,2}^b) \rightarrow \Delta_{2,i} \quad (9)$$

$$(T_{i,2}^a + T_{i,2}^b + \Delta_{2,i} - (T_{2,i-1}^b + \Delta_{2,i})) \quad (10)$$

From equation (1) it appears that completion time of operation OP_i is also affected by lag time elapsing between leaving of critical zone by robot R_a and entering by robot R_b . Assuming that performed operations OP_i and OP_{i-1} will be not changed (i.e. without any change of program and procedures in course of unproductive time Δ_3), we obtain

$$\Delta_{2,i-1} = \Delta_{2,i} \quad (11)$$

Work time is also affected by lag time Δ_1 elapsing in course of operation OP_{i-1} between leaving of critical zone by robot R_b and entering by robot R_a in order to perform operation OP_i .

The time Δ_1 being significantly dependent on time spent by robot R_a out of critical zone mainly consists of arm travel to the magazine, part gripping and return to critical zone. Therefore reduction of time Δ_1 is possible in case of change of storage bin position or application of different gripping device.

The reduction of time Δ_2 can be achieved in case of different planes for robot arms movements in critical zone.

Literature: 1. Zha X., Du H., Lim Y. Knowledge intensive Petri net framework for concurrent intelligent design of automatics assembly system – Robotics and Computer Integrated Manufacturing, 2001, vol 17, pp379 – 398. 2. Jiang K., Senevirate L., Earles S. Assembly scheduling for an integrated two robot workcell. - Robotics and Computer Integrated Manufacturing, 1997, vol 13, n.2, pp131 – 143. 3. Mohamed S., Petty D., Harrison D. A cell management system to support robotics assembly. - International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2001, n. 18, pp 598 – 604. 4. Nieoczym A. Zagadnienia projektowania hierarchicznie zorganizowanych systemów montażowych. - Lubelskie Towarzystwo Naukowe, Lublin 2002. 5. Nieoczym A. Some criteria used for reducing the working time of a robotized assembly cell. - 6th International Conference on Automatization / Robotics in Theory and Practice, Koszyce, Słowacja 2002, pp 267 – 273. 6. Shin K., Epstein M. Intertask communications in an integrated multirobot system. - IEEE Journal Robots and Automation, 1987 n. 3, pp90 – 100.

Сдано в редакцию 16.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Михайлов А.Н.

DETERMINATION OF GEOMETRICAL CHARACTERISTICS OF QUALITY OF CILINDRICAL SURFACES TREATED BY A VIBRO-BURNISHING

Toca A. V., Ciobanu A. S., Moraru V. E. (T. U. M., Chisinau, Moldova)

In the work are represented some principles of optimization of parameters of the process of vibro-burnishing by diamond revolving instrument. The analytical accounts of geometrical characteristics of obtained microrelief of treated outside cylindrical surfaces of the details of machines, working at the large loadings, high speeds and insufficient greasing are submitted during their maintenance.

The process of a vibrate-burnishing [1] is based on plastic deformation of a surface (extrusion on her of grooves) at rotation of a piece, rotation and shifting tool (fig. 1).

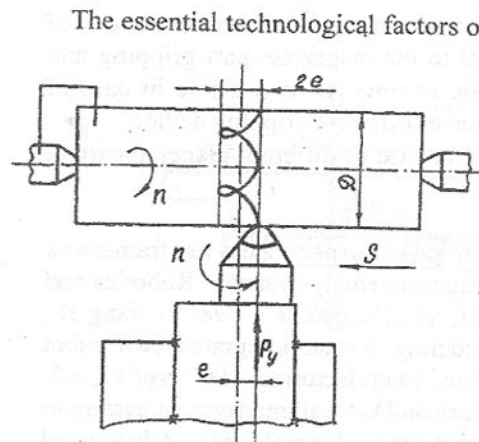


Fig. 1. Principal diagram of a vibrate-burnishing of cylindrical parts

Quantity of different micro relief, received by a vibrate-burnishing is great, however most essential on arrangement on a surface of a part of grooves can be attributed to three types. The first scheme envisions not - interception of grooves. The area held by grooves (F_c) makes from the initial area (F_{in}) about 25%. The second scheme envisions contact of grooves and the groove take 45% of the initial areas. Under the third scheme the intersected grooves take 65% of the initial areas.

By the variation of the cinematically factors for the different types of the micro-relief it is possible to receive the different:

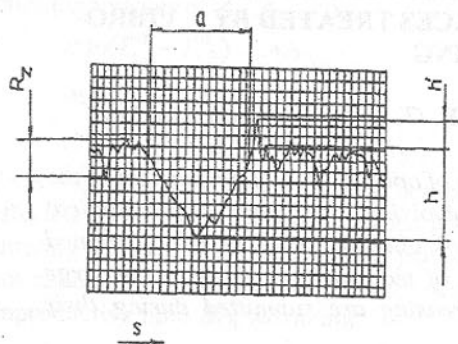


Fig. 2. The principal diagram of measurement of the geometrical characteristics of groove

roughness' surfaces; forms and altitude of an asperities; values of a footprint; attitudes of a rounding radius of an asperity to its altitude; relatives are as of surface, etc.

Identification the type of a concrete micro relief was made with the help of a profile record [3]. The record of a profile record was made at vertical increase V_y from 1000 up to 20000x and horizontal increase from 2 up to 400x (V_x). In a fig. 2 the scheme of the measurement of the characteristics of the groove,

squeezed out by the tool is submitted.

As criteria of an estimation of the characteristics of a groove the following parameters were adopted: - a and h - width and altitude of a groove on a profile record; h' - altitude of inflow (which one usually surpasses an altitude of an initial asperity), R_z , $H_{\mu c}$ - micro hardness of a surface (inflows).

The measurement of parameters (a and h) was made in definite section and perpendicularly to grooves. The identification of types of a micro relief of a surface depending on parameters of processing was made on parts of diameters from 20 mm up to 40 mm from cement Steel "20X3MBΦ" (50...55 HRC), and hardening Steel "9X18" (50...60 HRC), from an initial roughness $R_z = 2,5$ microns. For an estimation of quality of surfaces treated by the vibrate-burnishing on adopts following parameters were adopted: the relative area of grooves, F_c footprint F_p ; the specific volume ditch V_c . The formulas for F_c , F_p and V_c , was executed at following condition: the work piece is the theoretically round cylinder; the axes of a piece and a tool are intersected at right angle; the depth of grooves is constant at a definite treatment schedule; elastic strains of grooves from effect of the tool neglect; the value of inflows is considered less R_z .

For definition the geometrical characteristics, F_c , F_p and V_c it is necessary to know length of a center line of grooves l_g , which one can be determined as the sum of lengths of elementary segments of the grooves (fig. 3). The centerline of each elementary segment of a groove can be considered as a trajectory (1 2 0 '1' 2 ') motion of center of the tool concerning a rotating part for one revolution of the tool.

At a conclusion of the formula for length of a center line of an groove's elementary segment we consider, that last lies in a plane, instead of on a cylindrical surface.

The coordinates of a point M of the indicated trajectory (1 2 0 '1' 2 ') can be expressed:

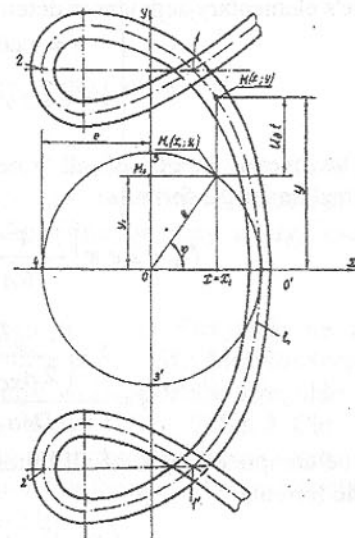


Fig. 3. The theoretical scheme for definition of the geometrical characteristics of surfaces treated vibrate-burnishing

$$\begin{cases} x = e \cos \varphi \\ y = e \sin \varphi + U_p t' \end{cases} \quad (1)$$

where: φ - the turn angle of the tool, U_p - the peripheral velocity of the piece, t' - the time

$$t' = \frac{30 \varphi}{\pi n_{sc}}, \quad U_p = \frac{\pi \cdot n_p \cdot D}{60}$$

After transformation of expression (1) is received length of a centerline of a groove's elementary segment is determined under the formula:

$$\begin{cases} x = e \cos \varphi \\ y = e \sin \varphi + \frac{n_p D}{2 n_{sc}} \cdot \varphi \end{cases} \quad (2)$$

The overall length of all grooves for want of their interceptions is determined under the formula:

$$\ell_0 = 2 e \pi \sqrt{\frac{16 A^2 - 1}{16 A^2}} \sqrt{A}, \quad (3)$$

where:

$$A = \frac{1 + \left(\frac{n_p D}{2 n_{sc} e} \right)^2}{n_p D / n_{sc} e}$$

The complete length of all flutes at absence of their crossings is defined under the formula:

$$\ell = 2 e \pi \sqrt{A} \left(\frac{16 A^2 - 1}{16 A^2} \right) \frac{L}{S} \cdot \frac{n_{sc}}{n_p} \sqrt{1 + \left(\frac{S}{\pi D} \right)^2} \quad (4)$$

The relative area of the treated cylindrical pieces expresses by the formula:

$$\bar{F}_c = \frac{e n_{sc} (16 A^2 - 1)}{4 A^2 D S n_p} \sqrt{2 R_{sc} h A} \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{S}{\pi D} \right)^2}, \quad \% \quad (5)$$

where: h - dept of a groove formed by the tool, mm.

Other relevant parameter of surface's quality is the bearing surface area (F_p), determining as lift capability, as during running in of a couple of friction. The transient period from running in to normal wear is accompanied by definite approach Y' of the friction surfaces.

As $Y' \ll R_{sph} h \ll R_{sph}$, the relative footprint is determined under the formula:

$$F_p = 100 - \sqrt{1 - \frac{Y'}{h}} \cdot \bar{F}_c \quad (6)$$

In the friction's couples working in the conditions of boundary friction and a heat, there is a grasping. On this, the ability of a friction's couple is relevant to retain a definite volume of lubrication. This ability is parameter of surface's quality.

The specific volume of a groove is determined under the formula:

$$\bar{V}_k = \frac{4}{3} e h a \sqrt{A} \left(\frac{16 A^2 - 1}{16 A^2} \right) \frac{n_{sc}}{n_p S D} \sqrt{1 + \left(\frac{S}{\pi D} \right)^2} \quad (7)$$

where: a - width of the groove also is determined from expression:

$$a = 2 \sqrt{2 R_{sf} h - h^2} \quad (8)$$

Usage of the adduced formulas for calculation of the geometrical characteristics of a micro relief eases the problem solving of optimization of the quality's parameters of the surfaces of parts of machines working at large loads, high speeds and poor lubrication.

References: 1. Hvorostuhin L. A., Šyškin S.V. i dr. Povyšenie nesušej sposobnosti detalej mašin poverhnostnym upročneniem. - M.: Mašinstroenie, 1988. - 144 s. 2. Šnejder Ū. G. Ekspuatacionnye svojstva detalej s regulárnym mikroreliefom. - L.: Mašinstroenie, Leningr. otd-nie, 1982. - 248 s. 3. Ciobanu A., Bohosievici C. Cercetări privind finisarea prin vibronetezire cu diamant a suprafețelor cilindrice interioare și exterioare // Conferința Tehnico-Științifică TMCM'96. - Iași, România, 1986. - pag. 303 - 310.

Сдано в редакцию 21.01.2003

Рекомендовано д.т.н., проф. Керекеш Т.

СОДЕРЖАНИЕ

Алиев Н. А., Бондарь Ю. В., Исасев А. Е. ТЕХНОЛОГИЯ И МЕТОДИКА ИЗГОТОВЛЕНИЯ И СБОРКИ МНОГОСЕКЦИОННЫХ ШАХТНЫХ НАСОСОВ ГОРИЗОНТАЛЬНОЙ И ВЕРТИКАЛЬНОЙ КОМПОНОВКИ МАЛОЙ ВИБРОНАГРУЖЕННОСТИ.....	3
Бутенко В.И., Гончаренко В.В. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ НАПРАВЛЕНИЯ УВЕЛИЧЕНИЯ РЕСУРСА МАШИН В РЕМОНТНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ	13
Водолазская Н.В., Чернышев Е.А. АНАЛИЗ ОБЪЕМНЫХ МОДЕЛЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СБОРОЧНЫХ МАШИН ДЛЯ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ	18
Гавриш О.А. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ НА ШОРСТКІСТЬ ПОВЕРХНІ ПРИ ТЕРМОМЕХАНІЧНОМУ ОБРОБЛЕННІ СТАЛЕВИМИ ЩІТКАМИ	23
Горобец И.А., Михайлов А.Н. ИССЛЕДОВАНИЕ ТОПОГРАФИИ ПОВЕРХНОСТИ ОБРАБАТЫВАЕМЫХ ЗАГОТОВОК ИЗ КАМНЯ.....	31
Горобец И.А., Михайлов А.Н. ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ ЗАГОТОВОК ИЗ КАМНЯ.....	36
Гринев А.А. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОБЪЕМОВ МАТЕРИАЛА, УДАЛЯЕМОГО В ПРОЦЕССЕ УПРАВЛЯЮЩИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ НА РАБОЧУЮ ПОВЕРХНОСТЬ КРУГА.....	41
Гусев В.В., Молчанов А.Д. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ КЕРАМИКИ ДЛЯ ИЗДЕЛИЙ ТРИБОТЕХНИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ.....	46
Дворников В.И., Кралли А.К., Матвиенко А.В. ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛОВЫХ ФАКТОРОВ, ВОЗНИКАЮЩИХ В РОТОРЕ ДЛЯ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ ДАВЛЕНИЕМ	54
Еронько С.П., Бобровников В.В., Седуш С.В., Леонов В.Г. РАСЧЕТ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ТОНКОСТЕННЫХ ТРУБ КЛИНОВИДНЫМИ НОЖАМИ.....	61

Ивченко Т.Г. РАЗРАБОТКА ВЕРОЯТНОСТНОЙ МОДЕЛИ ОТКАЗОВ СБОРНОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА	67
Ивченко Т.Г., Нечепаяев В.Г., Бобырь Н.В. ЗАКОНОМЕРНОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОТДАЧИ ЭЛЕМЕНТОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ В УСЛОВИЯХ КОНВЕКТИВНОГО ТЕПЛООБМЕНА.....	73
Калафатова Л.П. МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ АЛМАЗНОГО ИНСТРУМЕНТА С ОБРАБАТЫВАЕМЫМИ ОБРАЗЦАМИ ИЗ ТЕХНИЧЕСКИХ СИТАЛЛОВ	78
Мальшко И.А., Коваленко В.И. ОСОБЕННОСТИ ОДНОСТОРОННЕГО РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ	82
Мальшко И.А., Положа Д.А. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ГЛАВНОЙ СОСТАВЛЯЮЩЕЙ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ВДОЛЬ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ СВЕРЛА ПРИ СВЕРЛЕНИИ	89
Матюха П.Г. ВПЛИВ ЧАСУ ШЛІФУВАННЯ І ЗЕРНИСТОСТІ АЛМАЗІВ НА СКЛАДОВІ СИЛИ РІЗАННЯ.....	93
Матюха П.Г., Цокур В.П., Стрелков В.Б. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ МАРКИ ОБРАБАТЫВАЕМОГО МАТЕРИАЛА НА СРЕДНЕЕ АРИФМЕТИЧЕСКОЕ ОТКЛОНЕНИЕ ПРОФИЛЯ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ.....	98
Михайлов А.Н. К ВОПРОСУ НАЗНАЧЕНИЯ ПРИПУСКОВ И ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ И ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ ИЗДЕЛИЙ	103
Нечепаяев В. Г., Гнидько А. Н. КОНЦЕПЦИЯ САПР КОМПЛЕКСНОГО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СОТС В АВТОМАТИЗИРОВАННОМ ПРОИЗВОДСТВЕ	120
Полтавец В.В. ДОСТИЖЕНИЕ МАКСИМАЛЬНОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ С УЧЕТОМ ИЗМЕНЕНИЯ РЕЖУЩИХ СВОЙСТВ КРУГА	128
Собашек А., Свиць А., Пловась Б. ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТОЧНОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ МНОГОПРОХОДНОЙ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ	133

Ченцов Н.А., Рыбалко Н.И. АВТОМАТИЗАЦИЯ ПЛАНИРОВАНИЯ И КОНТРОЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ В МЕХАНИЧЕСКОМ ЦЕХЕ	138
Голубов Н.В. ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ ПРИРОДНОГО КАМНЯ	143
Dašić P., Skubov D. Yu., Vodolazskaya N.V. DEPENDENCE ANALYSIS OF THE MEAN ARITHMETIC DEVIATION OF THE PROFILE AND CUTTING TIME FOR TURNING BY THE 2 nd POWER POLYNOMIAL	147
Ghiculescu, D., Marinescu, N.I., Lupu, L. THE INFLUENCE OF MACHINED SURFACES MACROGEOMETRY AT ULTRASONIC AIDED EDM FINISHING	152
Iiescu M., Purcărea M. DURABILITY AND OPTIMUM CUTTING SPEED FUNCTIONS IN TURNING THERMAL SPRAYED INOX 18-8	156
Nastasescu, V., Iiescu, N., Atanasiu, C. ASPECTS REGARDING MODELLING AND CALCULUS OF A PERFORATED CIRCULAR PLATE	161
Nieoczym A. A WORKING SPACE OF ROBOTIZED ASSEMBLING UNIT	166
Toca A. V., Ciobanu A. S., Moraru V. E. DETERMINATION OF GEOMETRICAL CHARACTERISTICS OF QUALITY OF CILINDRICAL SURFACES TREATED BY A VIBRO-BURNISHING	171

ПРАВИЛА

представления рукописей в международный сборник научных трудов Донецкого национального технического университета «Прогрессивные технологии и системы машиностроения»

Статьи должны представиться в соответствии с требованиями ВАК Украины (бюллетень ВАК № 1 3003 г.).

Содержание рукописей должно отражать новые достижения науки и техники в области машиностроения, их практическое значение, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В рукописи должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Языки представления рукописей: украинский, русский, английский и немецкий.

Сборник научных трудов является специальным изданием в котором могут публиковаться результаты диссертационных работ, так как он включен в перечень ВАК Украины (Перелік № 1 наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук. Додаток до постанови президії ВАК України від 9 червня 1999 р. № 1 – 05/7).

ОСНОВНАЯ ТЕМАТИКА СБОРНИКА

1. Практика и перспективы создания и применения прогрессивных технологий.
2. Информационные технологии (CAD/CAM/CAE). Механизация и автоматизация производственных процессов. Проблемы мехатроники и мехатронные технологии.
3. Проблемы проектирования и применения инструментов, прогрессивные инструментальные материалы и их обработка.
4. Автоматизация конструкторской и технологической подготовки производства, прогрессивное оборудование.
5. Управление качеством, метрология, сертификация, диагностика, надежность и эксплуатация технологических систем.
6. Специальные и нетрадиционные технологии.

7. Вопросы моделирования и расчетов сложных технических систем.
 8. Эргономические и экологические проблемы машиностроения.
- В рамках сборника можно представлять рекламу продукции, которая будет помещена после рукописей статей.

ПРЕДСТАВЛЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ

Для принятия решения о включении рукописи Вашей статьи в сборник необходимо выслать в адрес редакционной коллегии следующее:

- заявку и сведения об авторах статьи;
- рукопись статьи в двух экземплярах (второй экземпляр статьи должен быть подписан всеми авторами);
- акт экспертизы (один экземпляр);
- дискету 3,5 дюйма с записью текста статьи.

Публикация статей в данном сборнике платная.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЕНИЮ

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210x297 мм) с полями: верхнее и нижнее 30 мм, левое и правое 25 мм. Страницы не нумеровать (нумерацию выполнить карандашом в нижнем правом углу). Рукопись статьи оформить с применением редактора WinWord (не ниже версии 6,0) шрифтом Times New Roman размером 14, распечатать в двух экземплярах с высоким качеством печати.
2. Порядок оформления. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: название, фамилии и инициалы авторов, сокращенное название организаций, города, страны, аннотация на английском языке, основной текст, выводы, список литературы. **Название** печатать прописными (жирными) буквами, не отступая от верхнего поля, без переносов, центрировать. Через 1,5 интервала строчными буквами – **фамилии и инициалы** авторов (жирными), в круглых скобках курсивом – сокращенное название *организаций*, название *городов, стран* (через запятую, центрировать). Через 1,5 интервала – материалы статьи (язык изложения – по выбору авторов, межстрочный интервал 1). См. образец оформления материалов.
3. Графический материал (рисунки, графики, схемы) следует выполнять в формате *.bmp, *.gif, *.psx, *.dwg размерами не менее 60x60 мм внедренными объектами (по ходу материалов). Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте. Позиции на рисунке должны

располагаться по часовой стрелке. Под каждым рисунком указывается его номер и название, например: Рис. 3. Схема устройства. Каждый рисунок должен иметь один интервал сверху и снизу.

4. Формулы и математические знаки должны быть понятны. Показатели, степени и индексы должны быть меньше основных знаков и выполняться в соответствии с редактором формул Microsoft Equation. Формулы нумеруются (справа в круглых скобках, не отступая от правого поля), только в том случае, если на них в тексте имеются ссылки. Между крайними знаками формулы и текстом должен выполняться один интервал. Формулы выполняются курсивом.

Размер формул для Microsoft Equation

Full (обычный).....	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс).....	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс).....	8 pt
Symbol (крупный символ).....	16 pt
Sub-Symbol (мелкий символ).....	12 pt

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту, например: Таблица 2. Классификация муфт. Каждая таблица должна иметь один интервал сверху и снизу.
6. **Список литературы** должен быть приведен в конце статьи в соответствии с образцом. Перечень ссылок должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.
7. Текст рукописи статьи требуется записать на дискету 3,5 дюйма, которую нужно подписать следующим образом: фамилии и инициалы авторов, название статьи.
8. Материалы рукописи представляются без изгибов.
9. Материалы, не отвечающие перечисленным требованиям и тематике данного сборника, а также поступившие в редакционную коллегию с опозданием, опубликованы не будут.

Образец оформления материалов:

ОСНОВЫ СТРУКТУРНОГО СИНТЕЗА СБОРОЧНЫХ СИСТЕМ

Иванов И.И., Петров П.П. (ДонНТУ, БГТУ, г. Донецк, г. Брянск,
Украина, Россия)

*The efficient design of assembly machinery is vitally importantas noun
description of functions of presented in the paper*

Сборочные системы являются сложными иерархическими системами. Одним из условий [1] повышения производительности ... сборочных технологических систем (рис. 5).

Список литературы: 1. Ким И.П. Исследование эффективности роторных машин. – К.: КПИ, 1985. – 123 с. 2. Устюгов А.В. Надежность технологических машин. – Донецк: ДонГТУ, 1998. – 425 с.

Адрес редакционной коллегии:

Украина, 83000, г. Донецк, ул. Артема, 58, ДонГТУ, Кафедра «Технология машиностроения», Редакционная коллегия сборника.

Тел. (0622) 305-01-04, факс. (062) 305-01-04

E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua

<http://www.dgtu.donetsk.ua>

Пописано к печати 2.04.2003г.

Ризографическая печать

Уч.-из. л. 11,42

Формат 60x84¹/16

Усл. печ. л. 10,45

Тираж 100 экз.

Бумага SvetoCopy

Усл. кр. от. 10,75

Заказ № 27

Издательско-полиграфический центр «Технополис»
Свидетельство о внесении в государственный реестр субъекта
издательского дела ДК № 1221 от 05.02.2003 года.

83000, г. Донецк, пр. Дзержинского, 1

Тел. (062) 305-01-04, (0622) 91-08-40

E-mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua