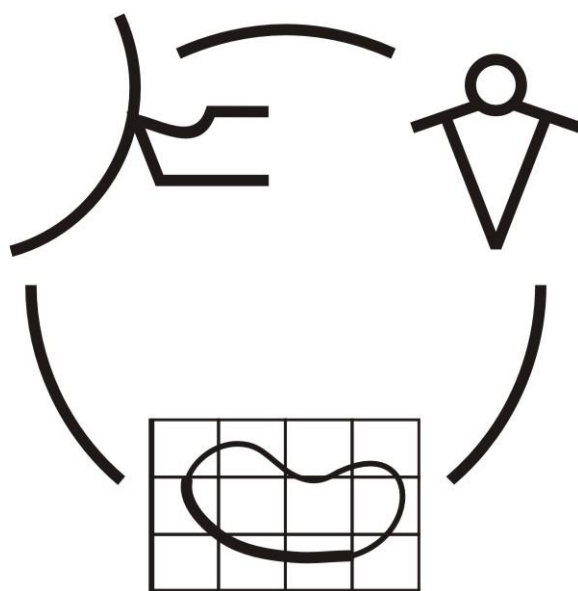


Міністерство освіти і науки України  
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ  
ТА  
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

*Збірник наукових праць*  
Випуск 31



**КРАМАТОРСЬК 2012**

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**НАДЕЖНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА  
И ОПТИМИЗАЦИЯ  
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ**

**Сборник научных работ**

**Выпуск 31 – 2012**

**Основатель**

Донбасская государственная  
машиностроительная академия

Свидетельство

про государственную регистрацию

серия КВ 15277-3849Р

от 30.04.2009

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ  
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ  
ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

**Збірник наукових праць**

**Випуск 31- 2012**

**Засновник**

Донбаська державна  
машинобудівна академія

Свідоцтво

про державну реєстрацію

серія КВ 15277-3849Р

від 30.04.2009

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск, вып. №31, 2012. – 276 с.

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №31, 2012. – 276 с.

Reliability of the tool and optimisation of technological systems. Collection of of science papers. - Kramatorsk, №31, 2012. – 276 p.

**Редакційна рада:** **Мироненко Є.В.**, д-р техн. наук, проф. (Голова редакційної колегії); **Клименко Г.П.**, д-р техн. наук, проф.; **Ковалевський С.В.**, д-р техн. наук, проф.; **Ковальов В.Д.**, д-р техн. наук, проф. (заступники голови редакційної колегії); **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. (відповідальний секретар редакційної колегії); **Алієв І.С.**, д-р техн. наук, проф.; **Грабченко А.І.**, д-р техн. наук, проф.; **Залога В.О.** д-р техн. наук, проф.; **Заблюцький В.К.**, д-р техн. наук, проф.; **Кассов В.Д.**, д-р техн. наук, проф.; **Клименко С.А.**, д-р техн. наук, проф.; **Колот А.В.**, д-р техн. наук, доц.; **Кузнєцов Ю.М.**, д-р техн. наук, проф.; **Матюха П.Г.**, д-р техн. наук, проф.; **Михайлов О.М.**, д-р техн. наук, проф.; **Пермяков О.А.**, д-р техн. наук, проф.; **Равська Н.С.**, д-р техн. наук, проф.; **Роганов Л.Л.**, д-р техн. наук, проф.; **Рогов В.О.**, д-р техн. наук, проф., (Россия); **Сатонін О.В.**, д-р техн. наук, проф.; **Струтинський В.Б.**, д-р техн. наук, проф.; **Тарасов О.Ф.**, д-р техн. наук, проф.; **Федорінов В.А.**, к.т.н., проф. (члени редакційної колегії).

Статті прорецензовані членами редакційної колегії.  
Матеріали випуску друкуються на мові оригінала.

ISSN 2222-9000

© Донбасская государственная машиностроительная академия, 2012

© Донбаська державна машинобудівна академія, 2012

© Donbass State Engineering Academy, 2012

## РОЗДІЛ 1 ПРОЦЕСИ ТА ІНСТРУМЕНТИ МЕХАНООБРОБКИ

УДК 621.9

Равская Н.С., Охрименко А.А.  
НТУУ "КПИ", г. Киев, Украина  
[itm@kpi.ua](mailto:itm@kpi.ua)

### ОБРАБОТКА ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС КОНИЧЕСКИМИ ЧЕРВЯЧНЫМИ ФРЕЗАМИ

#### *Постановка задачи и анализ предыдущих исследований.*

Для преодоления основного недостатка, который заложен в схемах резания стандартных модульных червячных фрез – неравномерность загрузки зубьев и лезвий, повышение на этой основе стойкости до полной отработки и разработано множество разных видов этих инструментов, и опробовано разные схемы их усовершенствования [1, 3, 4, 5, 7, 8].

Разновидностью прогрессивной схемы резания является вершинно нагруженная схема [3]. К инструментам которые работают по этой схеме можно отнести конические червячные фрезы [7].

Применение конических червячных фрез при нарезании цилиндрических зубчатых колес позволяет более равномерно распределить нагрузку между зубьями и соответственно повысить стойкость инструмента. Производственные испытания показали, что эффект повышения стойкости при применении конических червячных фрез повышался при увеличении числа зубьев обработанных колес.

Анализ прогрессивных схем срезания [4] позволяет предположить, что эффект равномерности распределения нагрузки между зубьями повышается, если конические червячные фрезы расположить на одной оправке. При таком расположении фрез может быть реализованы различные схемы многопроходной обработки [2, 6].

В таком случае, наряду с определением исходной инструментальной поверхности возникает задача распределения работы резания между двумя коническими фрезами. Эта задача может быть решена при условии, что длинны фрез, установленных на одной оправке должны полностью формировать эвольвентный профиль обрабатываемого колеса, что и определяется углом наклона сопряженной с колесом рейки и возможное количество обрабатываемых ее зубьев.

#### *Особенности формообразования коническими червячными фрезами цилиндрических зубчатых колес*

Целью работы является определение условий формирования эвольвентного профиля зубчатых колес при их обработке двумя коническими зуборезными фрезами устанавливаемые на одной оправке, что позволяет более эффективно влиять на распределение нагрузки между зубьями этих фрез.

Схема формообразования двумя коническими червячными фрезами цилиндрических зубчатых колес изображена на рис.1. Обработка колес осуществляется на зубофрезерном станке. Две конических червячных фрезы, установленные на одной оправке, вращаются вокруг своих осей с угловой скоростью  $\omega_0$ . Как обычно, скорости  $\omega_0$  и  $\omega_1$  кинематические связаны. Для однозаходных фрез при повороте заготовки на один зуб фреза совершает один оборот.

В процессе обработки совершается также движение подачи, в результате которого поверхность зубьев колеса скользит "сама по себе". Поэтому при определении исходной

инструментальной поверхности это движение не учитывается [5]. Исходная инструментальная поверхность образуется по второму способу.

Для каждой фрезы находятся сопряженные с зубчатым колесом рейки, а затем, рассматривая движение рейки относительно инструмента, определяется огибающая поверхность, которая и будет исходной инструментальной поверхностью. Исходная поверхность, сопряженная с боковой эвольвентной поверхностью зубьев колеса, будет совокупностью эвольвентных винтовых поверхностей.

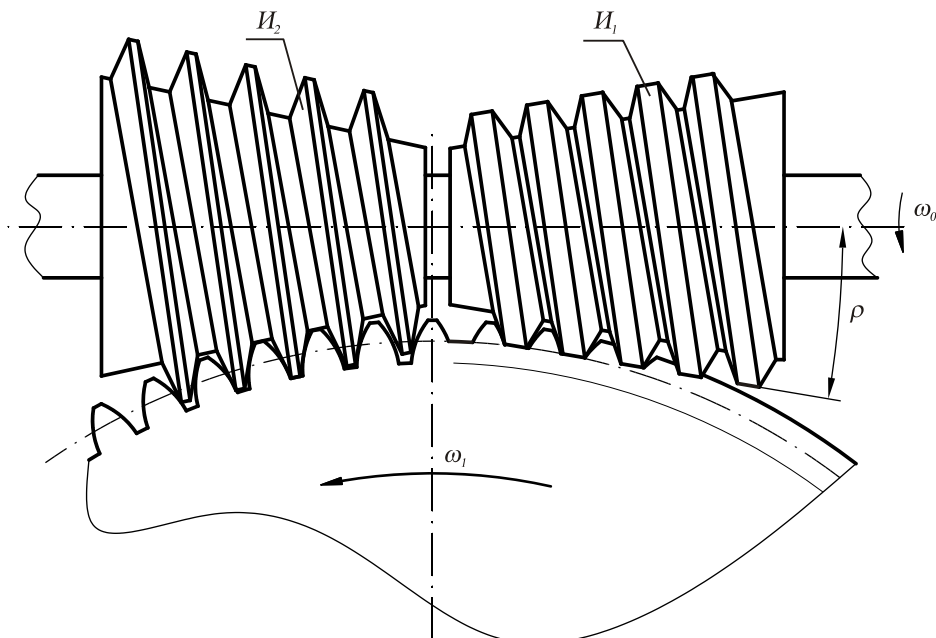


Рис.1. Схема формообразования двумя коническими червячными фрезами цилиндрических зубчатых колес.

Рассмотрим распределение работы резания между двумя червячными фрезами.

#### **Распределение работы между двумя коническими червячными фрезами**

Для того, чтобы распределить работу резания между двумя червячными фрезами, у червячной фрезы, которая первой – начинает процесс обработки, уменьшается высота витка  $h_1$  исходной инструментальной поверхности. Поэтому первая фреза частично срезает материал заготовки и формирует только часть профиля зубчатого колеса. В результате уменьшения высоты зуба червячной фрезы, спроектированный на базе исходной инструментальной поверхности  $h_1$  можно проектировать инструмент с большим числом режущих зубьев и соответственно повышать его работоспособность.

Длины рассматриваемых конических червячных фрез необходимо рассчитывать так, чтобы они полностью формировали эвольвентный профиль обрабатываемого зубчатого колеса. Для этого необходимо, чтобы на фрезе полностью воспроизводился активный участок линии зацепления.

Рассмотрим формирования эвольвентного профиля первой фрезой (рис.2.). По построению  $BE$  равен:

$$BE = h \cdot ctg \alpha = 1,25m \cdot ctg \alpha, \quad (1)$$

где  $h$  – высота ножки зуба обрабатываемого колеса.

Для того, чтобы создать прочную конструкцию режущего инструмента увеличиваем размер  $BE$  на шаг зубьев рейки. Тогда длина первой фрезы, измеренная по её оси, будет равна:

$$L = (1,25m \cdot ctg \alpha + \pi m) \cos \rho + 1,25m \cdot \sin \rho \quad (2)$$

Размер  $SM$  будет равен:

$$SM = r_1 \cdot \sin \rho = \frac{mZ}{2} \cdot \sin \rho, \quad (3)$$

где  $r_1$  – радиус делительной окружности обрабатываемого колеса;  
 $\rho$  – угол наклона рейки сопряженной с обрабатываемым колесом.

Для того, чтобы можно было на одной оправке разместить две конические фрезы, необходимо чтобы выполнялось условие:  $SM \geq L$ .

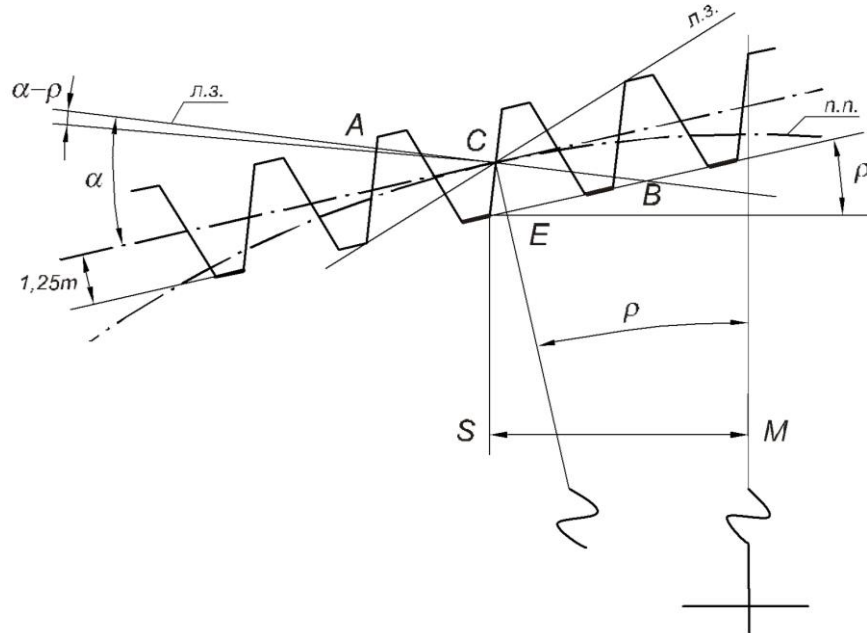


Рис.2. Формирования эвольвентного профиля первой фрезой.

Следовательно:

$$\frac{mZ}{2} \cdot \sin \rho \geq L \quad (4)$$

или

$$\frac{mZ}{2} \cdot \sin \rho \geq (1,25m \cdot \operatorname{ctg} \alpha + \pi m) \cdot \cos \rho + 1,25m \cdot \sin \rho \quad (5)$$

Отсюда:

$$Z \geq \frac{2(1,25 \cdot \operatorname{ctg} \alpha + \pi) \cdot \cos \rho + 1,25 \cdot \sin \rho}{\sin \rho} \quad (6)$$

На рис.3. представлен график зависимости  $Z_{\min} = f(\rho)$ : Анализ этой зависимости показывает, что с увеличением  $\rho$  минимальное значение числа зубьев уменьшается.

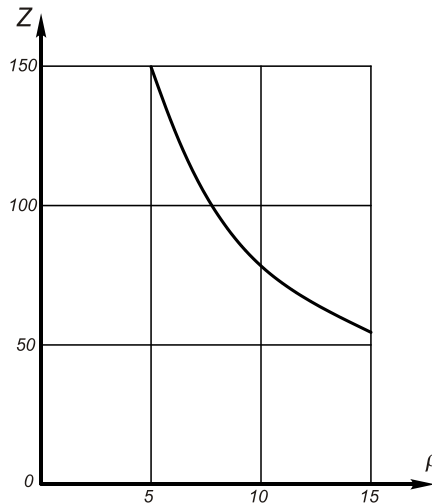


Рис.3. Зависимость  $Z_{\min} = f(\rho)$ .

Однако, исходя из второго условия форма образования угол  $\rho$  должен быть меньше угла  $\alpha$  профиля исходного контура:

$$\rho < \alpha, \quad (8)$$

Поэтому обработка двумя коническими фрезами возможна для зубчатых колес с определенным числом зубьев  $Z$ .

В момент врезания в общем случае, могут резать обе конические червячные фрезы, установленные на одной оси. В этом случае вторая фреза проектируется на базе исходной инструментальной поверхности, у которой исходный червяк имеет полную высоту витков. Таким образом, высота зуба, второй конической фрезы будет равна  $h=2,5m$ .

#### ***Анализ работы конических фрез в период врезания***

Условия работы конических фрез в исходный период врезания зависит от угла  $\tau$  установки оси оправки. Угол  $\tau$  установки оси оправки выбирается приблизительно равным углу подъема резьбы исходного червяка на среднем диаметре [4, 7]. Чем меньше угол  $\tau$ , тем в меньшей степени работает в переходный период вторая полнопрофильная фреза.

При большом угле  $\tau$  вторая фреза может вступать в работу тогда, когда первая фреза полностью сформирует свою часть профиля зуба. Тогда у второй фрезы можно соответственно уменьшить высоту зубьев и увеличить их число. Увеличение угла  $\tau$  установки оправки можно достигнуть за счет уменьшения диаметра фрез, а также за счет применения многозаходных фрез.

Увеличенная величина угла  $\tau$  имеет место при обработке косозубых зубчатых колес. В этом случае обе конические червячные фрезы, установленные на одной оправке, в переходной период врезания, работают, как правило, независимо друг от друга. Поэтому в этом случае можно у обеих конических червячных фрез выбирать уменьшенные высоты зубьев.

Условия снятия припуска двумя коническими фрезами в переходной период зависят от расстояния между ними. С увеличенным расстоянием в большей мере независимо работают обе фрезы. Допустимое расстояние между фрезами зависит от числа зубьев обрабатываемого зубчатого колеса и угла  $\rho$  наклона производящего контура рейки. Таким образом за счет выбора величины угла  $\rho$  можно в определенной степени влиять на характер взаимодействия обоих конических червячных фрез при срезании припуска в переходный период врезания.

#### ***Выводы***

В статье решена задача определения длины червячных фрез, при которой формируется полный эвольвентный профиль зубчатого колеса, рассмотрено формообразование цилиндрических прямозубых и косозубых двумя коническими червячными фрезами, установленными на одной оправке. Установлено, что формирование количества зубьев обрабатываемых такими фрезами зависит от угла наклона производящего контура этих фрез.

На основании анализа работы конических фрез в период врезания показано, что он зависит от угла  $\tau$  установки оси оправки. От угла  $\tau$  зависит также и высота зубьев полнопрофильной фрезы. Показано, что при нарезании косозубых колес с увеличенными углами  $\tau$ , фрезы установленные на одной оправке в период врезания работают независимо друг от друга. Выбором величины угла  $\rho$  наклона производящего контура можно влиять на припуск при врезании.

**Перечень источников литературы:** 1. Грицай І.Є. Підвищення ефективності двох перехідного нарізання зубчастих коліс черв'ячними фрезами з модифікованим профілем./ Грицай І.Є. , Афтаназів І.С. // Вісник НТУУ «КПІ», Машинобудування 2001. - № 35. – С.140-149. 2. Грицай І.Є. Теоретико - прикладні основи комплексних наукових досліджень процесу нарізання зубчастих коліс./ Грицай І.Є. – Львів «СПОЛОМ», 2009. - 254 с. 3. Медведицков С.Н. Высокопроизводительное зубонарезание фрезами/ Медведицков С.Н. - М.:

Машиностроение, 1981. - 104 с. **4.** Овумян Г.Г. Повышение производительности и качества чистового зубонарезания./ Овумян Г.Г., Езерский Е.В., Хухрий С.А. // - М.: Машиностроение, 1979. - 64 с. **5.** Овсянников В.С. Аналитическое определение схемы резания при обработке червячных колес. Сб. исследования зубообрабатывающих станков, инструментов и резания металлов Саратов - 1972.- Вып. №54. – С. 132-134. **6.** Равська Н.С. Багатопрхідне оброблення зубчастих коліс черв'ячними зуборізними фрезами./ Равська Н.С. ,Охріменко О.А., Дубик Я.Р// Вісник НТУУ КПІ Машинобудування -2010.- №58 - С.254-258. **7.** Родин П. Р. Основы формообразования поверхностей резанием/ Родин П. Р. - К.: Выща школа, 1977. – 190 с. **8.** Филатов В.П. Эксплуатационные возможности процесса цилиндрических зубчатых колес червячными фрезами./ Филатов В.П. , Ротницкая Т.Ю. //Станки и инструмент - 1995 - №9 – С.139-144.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

## ОБРОБКА ЦИЛІНДРИЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС КОНІЧНИМИ ЧЕРВ'ЯЧНИМИ ФРЕЗАМИ.

Равська Н.С., Охріменко О.О.

У даній роботі розглядається застосування конічних черв'ячних фрез при нарізанні циліндричних зубчастих коліс, що дозволяє більш рівномірно розподілити навантаження між зубами і відповідно підвищити стійкість інструменту. В результаті досліджень в статті вирішена задача визначення довжини черв'ячних фрез, при якій формується повний евольвентний профіль зубчастого колеса, розглянуто формоутворення циліндричних прямозубих і косозубих двома конічними черв'ячними фрезами, встановленими на одній оправці. Встановлено, що формування кількості зубів оброблюваних такими фрезами залежить від кута нахилу твірного контуру цих фрез. Показано, що при нарізуванні косозубих коліс із збільшеними кутами установки оправки, фрези встановлені на одній оправці в період врізання працюють незалежно один від одного. Вибором величини кута нахилу твірного контуру фрези можна впливати на припуск при врізання.

## ОБРАБОТКА ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС КОНИЧЕСКИМИ ЧЕРВЯЧНЫМИ ФРЕЗАМИ.

Равская Н.С., Охрименко А.А.

В данной работе рассматривается применение конических червячных фрез при нарезании цилиндрических зубчатых колес, что позволяет более равномерно распределить нагрузку между зубьями и соответственно повысить стойкость инструмента. В результате исследований в статье решена задача определения длины червячных фрез, при которой формируется полный эвольвентный профиль зубчатого колеса, рассмотрено формообразование цилиндрических прямозубых и косозубых двумя коническими червячными фрезами, установленными на одной оправке. Установлено, что формирование количества зубьев обрабатываемых такими фрезами зависит от угла наклона производящего контура этих фрез. Показано, что при нарезании косозубых колес с увеличенными углами установки оправки, фрезы установленные на одной оправке в период врезания работают независимо друг от друга. Выбором величины угла наклона производящего контура можно влиять на припуск при врезании.

## PROCESSING SPUR GEARS CONICAL HOBS.

Ravskya N, Okhrimenko A.

This paper describes the use of conical hobs for cutting spur gears, which allows more evenly distribute the load between the teeth and thus to increase the tool life. The studies in the article solves the problem of determining the length of hobs, under which high-profile evolventn full gear, considered forming spur and helical bevel two hobs, mounted on a mandrel. Established that the formation of teeth treated by such mills depends on the angle of the generating circuit these cutters. It is shown that when cutting helical gears with larger angles of installation mandrel cutter mounted on a mandrel during insertion operate independently of each other. Choice of the angle of inclination of the generating circuit can affect the allowance for insertion.

Ключевые слова: конические червячные фрезы, стойкость инструмента, косозубые колеса.

Ключові слова: конічні черв'ячні фрези, стійкість інструменту косозубі колеса.

Keywords: conical hobs, tool life, helical gears.

Дата надходження статті: 15 листопада 2012 р.



УДК 621.923

**Новосёлов Ю.К., Богуцкий В.Б., Л.Б.Шрон Л.Б.**

СевНТУ, г.Севастополь, Украина

**АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ИЗНОСА ИНСТРУМЕНТА ПРИ НАРУЖНОМ КРУГЛОМ ШЛИФОВАНИИ*****Введение***

Для управления процессом шлифования в условиях автоматизированного производства необходимо располагать информацией о закономерностях размерного износа инструмента. В настоящее время в работах Т.Н. Лоладзе, Г.В. Бокучавы, Н.И. Богомолова и ряда других исследователей [1,2,3] наиболее изучены механизмы износа единичных абразивных зерен и явления, возникающие при контакте зерна с материалом. В тоже время кинетика процесса износа единичных абразивных зерен в большинстве работ не рассматривалась, что не позволяет прогнозировать работу единичного зерна и, как следствие, прогнозировать работоспособность шлифовального круга.

***Цель работы***

Целью работы является изучение закономерностей износа абразивных зерен и их связь с износом шлифовального круга для условий круглого шлифования.

***Основная часть***

Зона контакта при круглом шлифовании представляет собой, в геометрическом изображении, форму двух сегментов (рисунок 1, а), в тоже время, действительная форма зоны контакта отличается от её геометрического изображения. Это происходит из-за того, что в результате контакта абразивных зерен с материалом обрабатываемой детали её радиус изменяется на величину радиального съема  $\Delta r$ , радиус шлифовального круга — на величину его радиального износа  $\Delta R$ , а на поверхности остается слой шероховатости поверхности. Упругие и температурные деформации элементов технологической системы изменяют глубину микрорезания, под действием возникающих сил абразивные зерна утапливаются в связку инструмента и линия, ограничивающая зону контакта со стороны материала, будет смещаться к центру вращения круга.

Абразивные зерна на рабочей поверхности круга расположены на различной глубине  $u_i$  от условной наружной поверхности инструмента и их работа зависит от длины траекторий движения в зоне контакта и условий контакта с обрабатываемым материалом. До входа в зону контакта детали с кругом обрабатываемая поверхность имеет микрорельеф, образовавшийся на предыдущей операции или при выполняемом процессе шлифования. Единичное зерно при шлифовании, проходя зону контакта детали с кругом, может срезать материал, если попадает на один из выступов шероховатости поверхности, или не срезать его, если попадет в одну из впадин шероховатости. При встрече зерна с выступом возрастает доля удаленной части материала, а если зерно попадает во впадину — материал не снимается. В каждой точке зоны контакта абразивного зерна с материалом детали условия контакта отличаются.

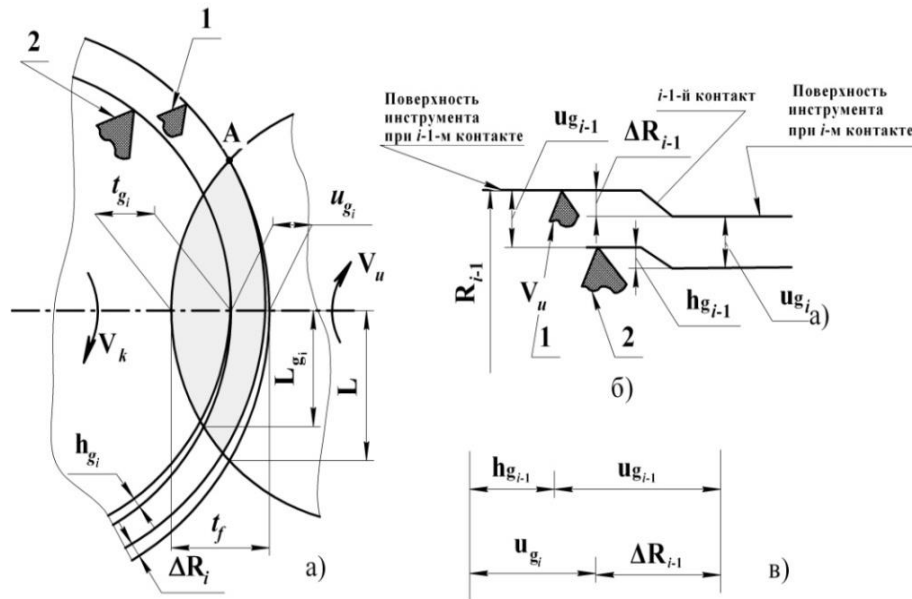


Рис. 1 - Схема к расчету пути резания единичного абразивного зерна

Активная работа зерна проявляется после того, как оно начнет проходить через зону контакта. Глубина резания  $t_{g_i}$  единичным абразивным зерном, которое расположено на расстоянии  $u_{g_i}$  от условной наружной поверхности инструмента (рисунок 1, а), в основной плоскости, проходящей через центр детали и центр шлифовального круга, для любого  $i$ -того контакта инструмента с заготовкой равна

$$t_{g_i} = t_{f_i} - u_{g_i} \quad (1)$$

При движении в зоне контакта, глубина микрорезания  $t_{g_i}(z)$  определяется из соотношения [5]

$$t_{g_i}(z) = t_{g_i} - z^2 / D_s \quad (2)$$

где  $D_s$  – эквивалентный диаметр,  $D_s = \frac{D_{kp} \cdot d_d}{D_{kp} + d_d}$ .

Контактируя с деталью, зерно пересекает разные уровни её поверхности  $y_j$  и в зависимости от её состояния, соотношение удаленного и не удаленного материала различно. При движении в зоне контакта величина  $y_j$  может увеличиваться от 0 до  $t_{g_i}$  и затем снижаться до 0 соответственно различна и вероятность контакта  $P_k$ . Величина  $y_j$  для  $j-i-1$ -го контакта определена как  $y_{j-i-1} = y_j + \sum_{k=j-1}^j \Delta r_k$  [6].

Проанализируем работу двух абразивных зерен при  $i-1$ -вом контакте круга с заготовкой, вершина первого из них находится на условной рабочей поверхности инструмента, а вершина второго расположена на расстоянии  $u_{g_i}$  по глубине инструмента (рисунок 1, а). Вполне очевидно, что при одном контакте износ первого зерна  $h_{g_1}$  будет больше износа второго  $h_{g_2}$ , так как длина его траектории движения  $2L_{g_1}$  и глубина микрорезания  $t_{g_i}$  в зоне контакта больше и, кроме того, вероятность контакта его вершины с материалом так же больше.

На рисунке 1, б показана развертка условной наружной поверхности инструмента. Условная наружная поверхность инструмента до  $i-1$ -го контакта описывается радиусом  $R_{i-1}$  и, соответственно, расстояние между первым и вторым зернами равно  $u_{g_{i-1}}$ . После  $i-1$ -го контакта, с учетом радиального износа инструмента  $\Delta R_{i-1}$ , условная наружная поверхность описывается радиусом  $R_i$ . Расстояние

между первым и вторым зернами уменьшилось на величину износа зерна  $h_{g_{i-1}}$  и теперь равно  $u_{g_i}$ . Согласно рисунку 1, б можно построить размерную цепь, показанную на рисунке 1, в.

Для  $i$ -го контакта, как следует из размерной цепи (рисунок 1, в)

$$u_{g_i} = u_{g_{i-1}} + h_{g_{i-1}} - \Delta R_{i-1} \quad (3)$$

где  $u_{g_{i-1}}$  и  $u_{g_i}$  – координаты вершины зерна до  $i-1$ -го и  $i$ -го контактов;  $\Delta R_{i-1}$  и  $h_{g_{i-1}}$  – радиальный износ круга и износ вершины зерна при выполнении  $i-1$ -го (до начала  $i$ -го) контакта.

Подставив значение  $u_{g_i}$  из уравнения (3) в уравнение (1) и учитывая, что глубину микрорезания  $t_{f_i}$  при  $i$ -м контакте можно определить как  $t_{f_i} = t_{f_{i-1}} + \Delta t_{f_i}$  ( $\Delta t_{f_i}$  изменение глубины микрорезания при  $i$ -м контакте) получим разностное уравнение, устанавливающее связь износа абразивного инструмента  $\Delta R_{i-1}$  с износом единичных абразивных зерен  $h_{g_{i-1}}$  при различных режимах обработки (параметры  $t_{g_{i-1}}$  и  $\Delta t_{f_i}$ ).

$$t_{g_i} = t_{g_{i-1}} + \Delta t_{f_i} - h_{g_{i-1}} + \Delta R_{i-1} \quad (4)$$

В стадии установившегося износа обычно принимается, что размерный износ инструмента пропорционален величине относительного износа  $h_0$  и пути резания  $L_{pez}$ . Величина относительного износа  $h_0$  зависит от марок инструментального материала и обрабатываемой детали и по данным работы [4] пропорциональна глубине микрорезания  $h_{g_0} = K_h t_{g_0}$ , где  $K_h$  – коэффициент пропорциональности. Соответственно, величину размерного износа единичного абразивного зерна можно записать как

$$h_{g_i} = K_h t_{g_i} L_{pez} \quad (5)$$

Длина пути резания единичным абразивным зерном  $L_{pez}$  не равна длине траектории его движения и может быть установлена только на основе анализа вероятности контакта вершин зерен с материалом. Вероятность контакта вершины абразивного зерна с материалом  $P_k$  в любой точке зоны контакта определяется вероятностью неудаления материала [4]

$$P_k = 1 - P(M) = P(\bar{M}),$$

Суммарная длина пути резания зависит от длины траектории движения абразивных зерен в зоне контакта и вероятности контакта и на  $i$ -м обороте круга определяется по зависимости

$$L_{pez} = \int_{-L_{g_i}}^{L_{g_i}} P_k dz, \quad (6)$$

а зависимость для расчета износа абразивного зерна будет иметь вид

$$h_{g_i} = \int_{-L_{g_i}}^{L_{g_i}} K_h t_{g_i} P(\bar{M}) dz, \quad (7)$$

где  $L_{g_i}$  – расстояние от основной плоскости до точек входа в зону и выхода из зоны абразивного зерна при  $i$ -ом контакте круга с деталью, определяется по ниже приведенной зависимости  $L_{g_i} = \sqrt{t_{g_i} D_9}$ .

Как показано в работе [4], вероятность неудаления материала на уровне  $y$  (рис.1,в) рассчитывается по зависимости

$$P(\bar{M}) = e^{-a_0 - a_1 - a_2 - \dots - a_{j-1} - a_j(y)}, \quad (8)$$

где  $j$  – номер контакта материала детали с абразивным зерном,  $a_0$  – показатель, определяющий исходное состояние поверхности,  $a_1, a_2, \dots, a_{j-1}, a_j(y)$  – показатели, характеризующие изменение вероятности удаления материала с рассматриваемого участка поверхности после первого, второго и т.д. касаний детали с кругом.

Согласно [6] вероятность контакта абразивных зерен с обрабатываемым материалом определяется по зависимости

$$P_k = P(\bar{M}) = \exp \left\{ - \frac{\pi K_c \sqrt{2\rho_g} (V_k \pm V_u) n_g}{V_u H_u^{3/2}} \times \left[ \frac{2}{5} \sqrt{D_s} \sum_{i=2}^n (t_f - y_j - i\Delta r)^{5/2} + \frac{3}{8} (t_f - y_j - \Delta r)^2 \left( z - \frac{2z^3}{3L_{y_j}^2} + \frac{z^5}{5L_{y_j}^4} + \frac{8}{15} L_{y_j} \right) \right] \right\} \quad (9)$$

где:  $K_c$  – коэффициент стружкообразования, который учитывает, что не весь материал удаляется из объема риски, а часть его вытесняется и образует по краям риски навалы;  $V_k$  – скорость круга;  $V_u$  – скорость детали;  $n_g$  – количество вершин зерен на единицу поверхности рабочего слоя круга;  $\rho_g$  – радиус округления при вершине зерна;  $H_u$  – величина слоя рабочей поверхности круга по глубине, в пределах которого подсчитывается число абразивных зерен  $n_g$ ;  $L_{y_j}$  – расстояние от основной плоскости до пересечения уровня  $y_j$  с условной наружной поверхностью инструмента,  $L_{y_j} = \sqrt{(t_f - y_j) D_s}$ .

Обрабатываемый материал на уровне  $y_j$  будет удаляться только при выполнении тех касаний, для которых глубина микрорезания больше расстояния до уровня  $y_{j-1}$ , т.е. соблюдается условие  $t_{fj-i} \geq y_{j-1}$ . Если  $t_{fj-i} < y_{j-1}$ , то материал на наблюдаемом уровне не удаляется и слагаемое  $\sum_{i=2}^n (t_f - y_j - i\Delta r)^{5/2}$  при вычислениях уравнения (9) приравнивается к нулю.

На рисунке 2 приведены результаты расчетов вероятности контакта абразивных зерен с обрабатываемым материалом образцов из закаленной стали диаметром 50 мм кругами из электрокорунда белого зернистостью 25 при скорости круга  $V_k = 35 \text{ м/с}$ , скорости детали  $V_u = 0.2 \text{ м/с}$ .

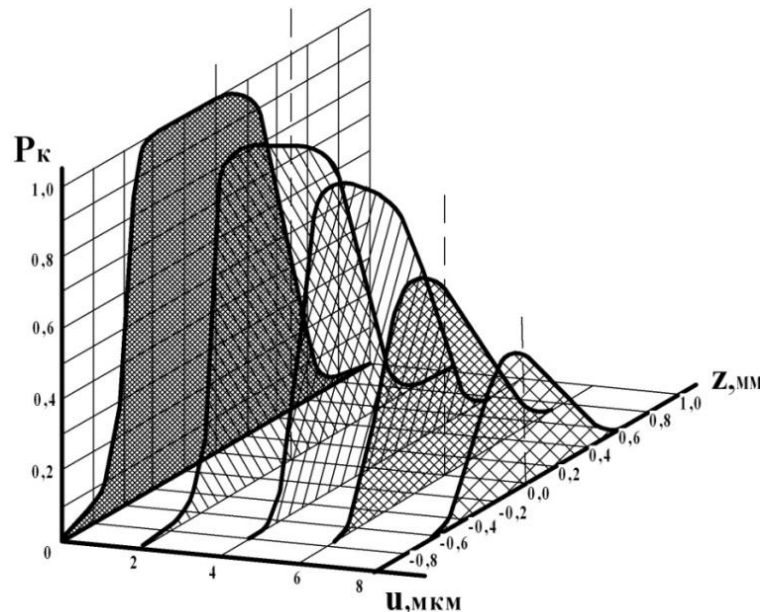


Рис. 2 - Вероятность контакта вершины зерна с обрабатываемым материалом

Анализ вероятности контакта вершины абразивного зерна с материалом показывает, что для наиболее удаленного от центра круга зерна при движении от точки входа в зону к основной плоскости, проходящей через центр детали и центр шлифовального круга, наблюдается увеличение вероятности контакта. В основной плоскости она становится равной единице. При движении от основной плоскости к точке выхода вероятность снижается от единицы до нуля. Для зерен, расположенных на расстоянии  $u_g$  от условной наружной поверхности инструмента, кривые имеют более плавный характер, у них нет столь выраженного ли-

нейного участка в области основной плоскости, при всех значениях  $z$  вероятность меньше единицы. Все кривые расположены внутри кривой  $u_g = 0$  и имеют меньшую протяженность, максимум всех кривых смещен в сторону отрицательных значений  $z$  и уменьшается по величине с увеличением  $u_{g_i}$ .

Для численного решения интеграла (6) и разностного уравнения (4) по методу Симпсона на ПК разработана блок-схема алгоритма расчета (рисунок 3). Результаты расчетов по приведенному алгоритму представлены на рисунках 4 и 5 для случая шлифования образцов из закаленной стали диаметром 50 мм кругами 1-300x20x127 24A 25-H CM2 Б.

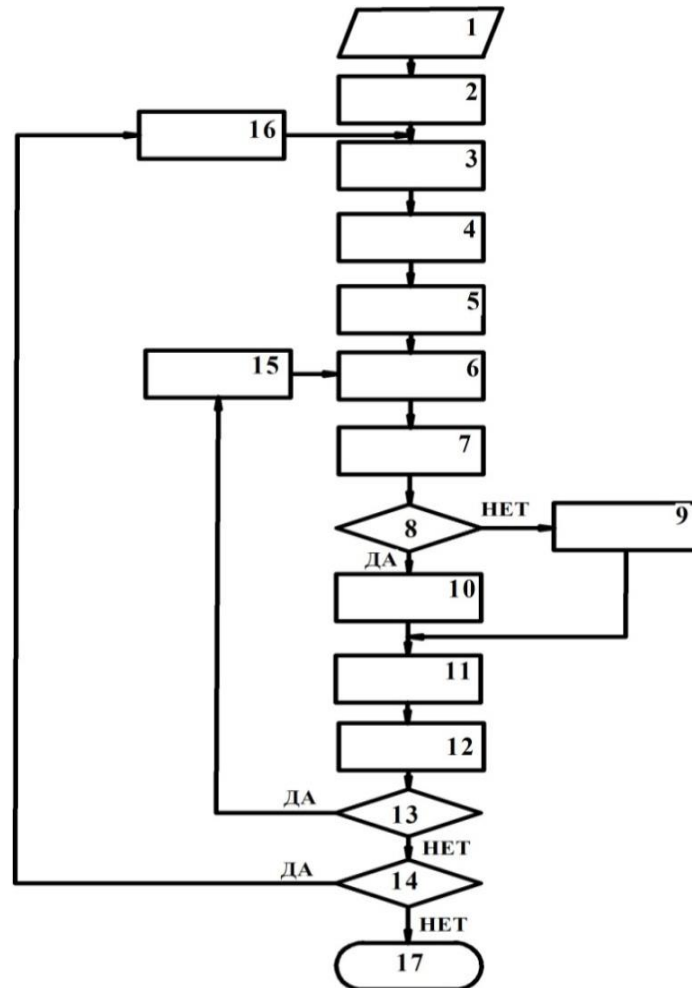


Рис. 3 - Блок-схема алгоритма расчета износа абразивных зерен:

1. Ввод исходных данных ( $D_k, d_o, K_c, V_k, V_u, \rho, n_g, \Delta z, K_h, \Delta R$ );
2. Расчет  $D_o, \Delta r, H_u$
3. Задание номера оборота детали  $j$
4. Расчет значения  $t_{g_i}$
5. Расчет значений  $z$  и  $L_{g_i}$
6. Расчет величины  $t_{g_i}(z)$  и текущего значения  $y_{j-i}$
7. Расчет количества съёмов за один контакт  $n$
8. Проверка условия удаления материала  $t_f \geq y_{j-i}$
9. Расчет показателя степени  $a_j$  при  $t_f \geq y_{j-i}$
10. Расчет показателя степени  $a_j$  при  $t_f < y_{j-i}$
11. Расчет вероятности контакта  $P_k$
12. Расчет величины износа зерна  $h_{g_{j-1}}$
13. Проверка условия  $-\sqrt{t_{g_i} D_o} \leq z$
14. Проверка условия окончания цикла обработки  $t_g \leq 0,99 t_f$
15. Изменение координаты  $z$
16. Изменение номера контакта детали ( $j = j + 1$ ).

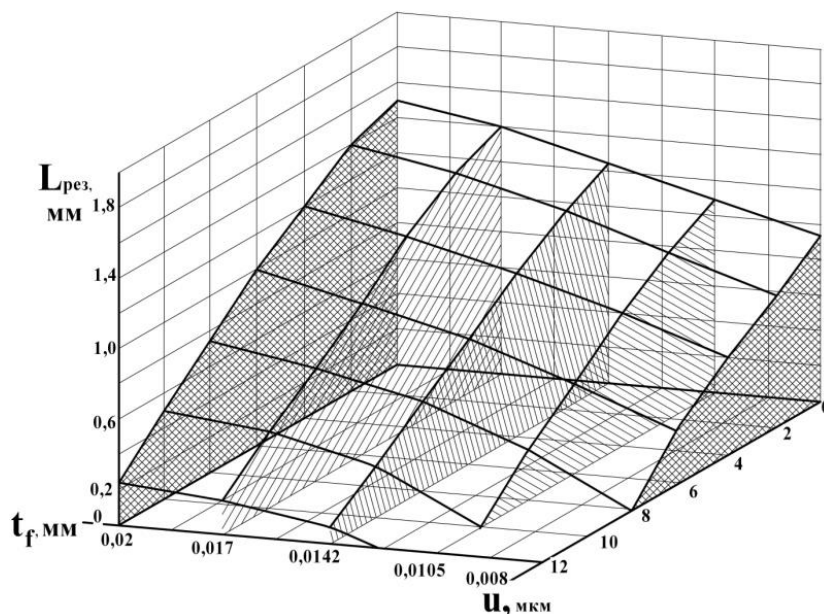


Рис. 4 - Длина пути резания единичным абразивным зерном

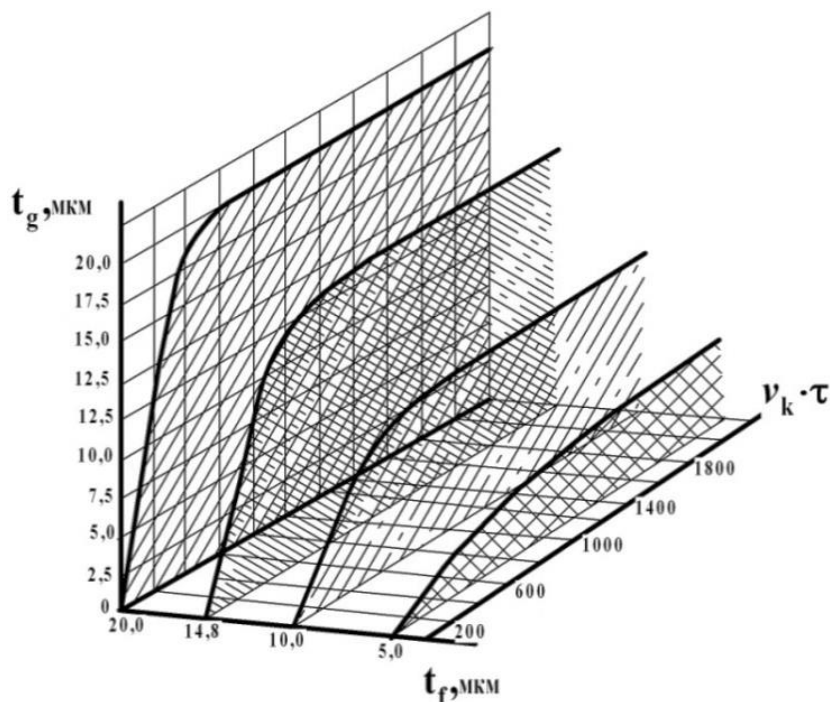


Рис. 5 - Влияние числа контактов круга с деталью на глубину микрорезания абразивным зерном при шлифовании закаленной стали

Приведенные трехмерные графики позволяют получить основные параметры работы абразивных зерен в зоне контакта. Длина пути резания, с увеличением числа контактов поверхности инструмента с обрабатываемой деталью увеличивается. Кривые отображают динамику работы зерна в круге, начиная с момента его активизации. При первых 100...200 касаниях вероятность контакта абразивного зерна с металлом и длина пути резания практически равны нулю, вершина зерна не изнашивается, глубина микрорезания увеличивается почти пропорционально  $i = v_k \tau$ . С увеличением глубины микрорезания абразивное зерно все дальше проникает в зону резания, увеличивается вероятность его контакта с обрабатываемым материалом и длина пути резания. Вершина зерна начинает более интенсивно

но изнашиваться, её продвижение по глубине замедляется. При дальнейшем увеличении времени работы инструмента размерный износ вершины зерна на  $i$ -м касании все более приближается к величине радиального износа круга, а приращение глубины микрорезания стремится к нулю. Цикл активной работы зерна заканчивается при его разрушении под действием сил и температур, возникающих при микрорезании.

#### **Выводы.**

Полученные зависимости описывают динамику износа единичных абразивных зерен в условиях работы инструмента в режиме затупления. Износ зерен непрерывно увеличивается, затупившиеся вершины перестают резать, что приводит к снижению производительности процесса. Для дальнейшего развития необходимо обеспечить самозатачиваемость шлифовального круга, что является задачей дальнейших исследований.

**Перечень источников литературы:** 1. Износ алмазов и алмазных кругов/Т.Н.Лоладзе, Г.В.Бокучава. – М.: Машиностроение, 1967. – 113 с. 2. Багдасарян К.А. О работоспособности шлифовальных кругов и работе шлифования. - В кн.: Основные вопросы высокопроизводительного шлифования. М.,Машгиз,1960, С.161-170. 3. Богомоллов Н.И. Роль прочности абразива и механизм саморегулирования в процессах абразивной обработки /Н.И. Богомоллов// Физико-химические явления при шлифовании. Киев: АН УССР, 1976. С.32-40. 4. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке /Ю.К.Новоселов. – Саратов : Изд-во Саратовского ун-та., 1979. – 232с. 5. Братан С.М. Взаимосвязь перемещений в технологической системе при чистовом и тонком шлифовании / С.М.Братан, Ю.К.Новоселов, Д.Е.Сидоров //Оптимизация производственных процессов: Сб. науч. тр. - Вып.8 - Изд-во СевНТУ Севастополь, 2005 С.79-85. 6. Ю.К. Новоселов Износ абразивных зерен в круге при шлифовании заготовок/ Ю.К.Новоселов, В.Б.Богущкий, // «ВЕСТНИК СевНТУ серия «Машиноприладобудування та транспорт » Сб. науч. тр. - Вып.128 - Изд-во СевНТУ Севастополь, 2012.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ИЗНОСА ИНСТРУМЕНТА ПРИ НАРУЖНОМ КРУГЛОМ  
ШЛИФОВАНИИ

Новосёлов Ю.К., Богуцкий В.Б., Л.Б.Шрон Л.Б.

Приведен анализ динамики износа единичных абразивных зерен в зоне контакта на примере круглого наружного шлифования.

АНАЛІЗ ПРОЦЕСУ ЗНОСУ ІНСТРУМЕНТУ ПРИ ЗОВНІШНЬОМУ КРУГЛОМУ  
ШЛІФУВАННІ

Новоселов Ю.К., Богуцкий В.Б., Л.Б.Шрон Л.Б.

Наведен аналіз динаміки зносу одиничних абразивних зерен в зоні контакту на прикладі круглого зовнішнього шліфування.

ANALYSIS OF PROCESS OF WEAR OF INSTRUMENT AT OUTWARD ROUND  
POLISHING

Novoselov Yu.K., Boguckiy V.B., L.B.Shron L.B.

An analysis of the dynamics of individual abrasive grains wear in the contact area on the example of a circular external grinding.

Ключевые слова: Процесс шлифования, абразивные зерна, зона контакта, круглое шлифование, износ, инструмент

Ключові слова: Процес шліфування, абразивні зерна, зона контакту, кругле шліфування, знос, інструмент

Keywords: Polishing process, abrasive grains, area of contact, round polishing, wear, instrument

Дата надходження статті: 29 листопада 2012 р.



УДК 621.9

Мироненко Е.В., Гах В.М., Миранцов С.Л., Гах И.О  
ДГМА, г.Краматорск, Украина

## ИССЛЕДОВАНИЕ И ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКЦИИ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ДЛЯ ЧЕРНОВОЙ ОБРАБОТКИ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ НА КРУПНЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКАХ

### Введение

На основании анализа структуры свойств, составляющих качество режущего инструмента, сформулированы основные требования, предъявляемые к конструкции сборного резца для черновой обработки конструкционных сталей на крупных токарных станках: конструкция должна отличаться высокими показателями безотказности, долговечности, ремонтпригодности и технологичности. Целью настоящей работы является исследование и оптимизация конструкции сборного резца, в наибольшей степени удовлетворяющей перечисленным выше требованиям. Для решения этой задачи был проведен комплекс экспертных исследований и производственных испытаний различных конструкций сборных резцов. Ниже приводятся их результаты.

### Анализ конструкции сборных резцов

По результатам экспресс-оценки были отобраны пять конструкций сборных резцов, в наибольшей степени приспособленных для черновой обработки конструкционных сталей на крупных токарных станках. Во всех конструкциях применена перетачиваемая режущая пластина повышенной прочности, полученная из твердосплавной заготовки по ТУ48-19-373-83 с угловой выемкой под прихват. Ниже приводится описание этих конструкций.

На рисунке 1 показано сечение рабочей части сборного резца по авторскому свидетельству № 1144784 [1] (конструкция 1). Резец состоит из державки 1, режущей пластины 6, прихвата 2, опорной пластины 8, крепежного винта 3, сменной регулировочной прокладки 4 и пружинного штифта 9. Прихват снабжен рифлениями 11, контактирующими своими поверхностями 13, обращенными в сторону упорного выступа 5, с поверхностями 10 рифлений 12 державки. Упорный выступ контактирует с упорной поверхностью 7 выемки державки (после переточек – посредством прокладок 4).

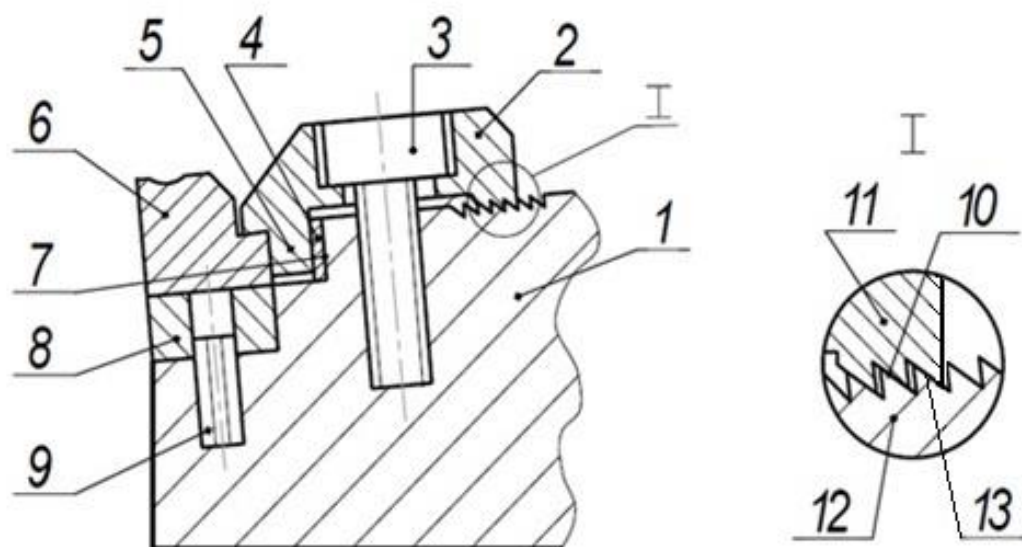


Рис. 1 – Сборный резец по авторскому свидетельству №1144784 (конструкция 1)

При завинчивании винта 3 опорные поверхности 13 рифлений 11 прихвата взаимодействуют с поверхностями 10 рифлений 12 державки, а упорный выступ 5 – с

упорной поверхностью 7 (после переточек – посредством прокладок 4). При этом упорный выступ 5 прижимается к поверхности 7, а режущая пластина – к опорной поверхности гнезда державки. Державка воспринимает радиальную составляющую силы резания через упорный выступ 5.

На рисунке 2 показано сечение рабочей части сборного резца по а. с. № 1201064 [2] (конструкция 2). Резец состоит из державки 1, режущей пластины 5, прихвата 2, опорной пластины 7, крепежного винта 3, сменного цилиндрического элемента 9, сменных регулировочных прокладок 4 и пружинного штифта 8. Прихват 2 снабжен рифлениями 11, контактирующими с рифлениями 10 сменного элемента 9. Упорный выступ 6 контактирует с упорной поверхностью державки (после переточек – через прокладки 4).

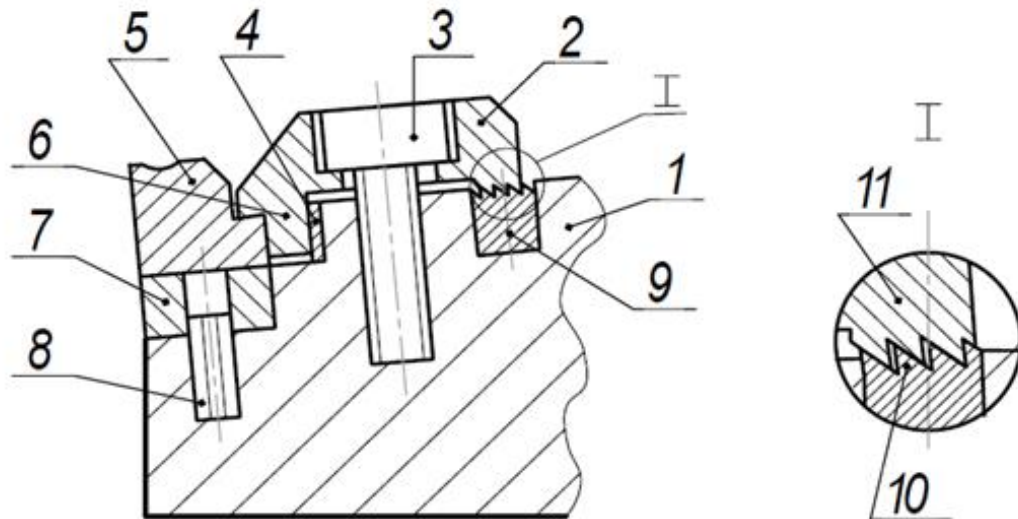


Рис. 2 – Сборный резец по авторскому свидетельству №1201064 (конструкция 2)

Закрепление режущей пластины осуществляется аналогично конструкции 1. Конструкция 2 отличается от конструкции 1 тем, что на первой рифления выполнены на державке, а на второй – на сменном элементе, установленном в державке с возможностью поворота вокруг своей оси. Сменный элемент при креплении режущей пластины компенсирует погрешности изготовления деталей резца и обеспечивает линейный контакт между прихватом и опорной поверхностью угловой выемки режущей пластины.

На рисунке 3 показано сечение рабочей части сборного резца по а. с. № 1000160 [3] и № 1201064 [2] (конструкция 3). Резец состоит из державки 1, режущей пластины 5, прихвата 2, опорной пластины 7, сменного цилиндрического элемента 10, цилиндрического вкладыша 9, крепежного винта 3 со сферической головкой, регулировочных прокладок 4 и пружинного штифта 8.

Прихват 2 снабжен рифлениями 12, контактирующими с рифлениями 11 сменного элемента 10. Упорный выступ 6 прихвата 2 контактирует с упорной поверхностью гнезда державки 1 (после переточек – посредством прокладок 4). Крепежный винт 3 ввинчивается в цилиндрический вкладыш 9, установленный в державке 1 с возможностью поворота вокруг своей оси.

Закрепление режущей пластины осуществляется аналогично конструкциям 1 и 2. При перемещении прихвата 2 после переточек режущей пластины винт 3 поворачивается вместе с цилиндрическим вкладышем 9.

На рисунке 4 показано сечение рабочей части сборного резца по а. с. № 1232384 [4] (конструкция 4). Резец состоит из державки 1, режущей пластины 9, прихвата 5, опорной пластины 11, крепежного винта 6, сферического промежуточного элемента 2, регулировочных прокладок 4 и 8, пружинного штифта 12.

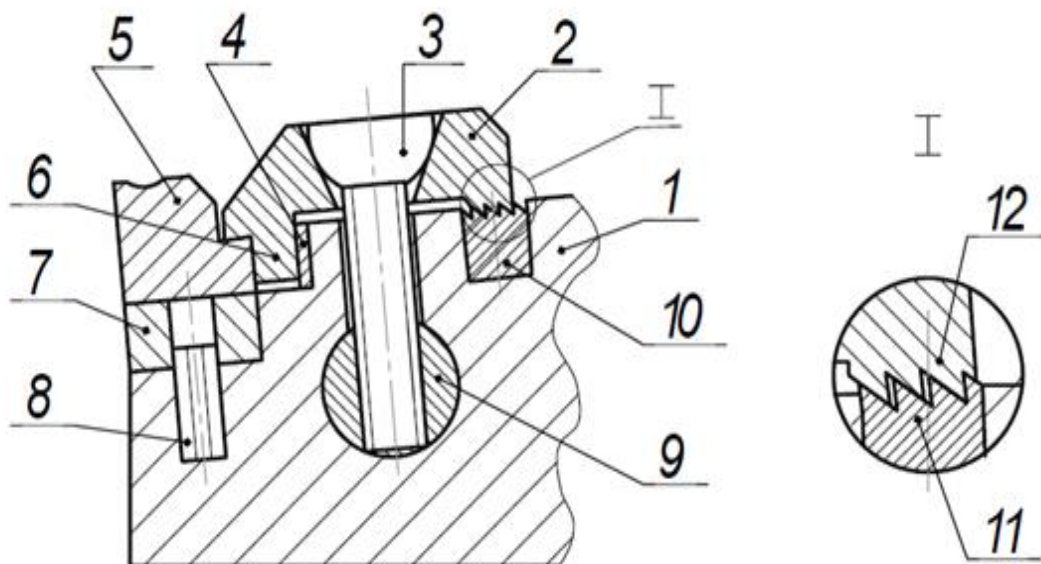


Рис. 3 – Сборный резец по авторским свидетельствам №1000160 и 1201064 (конструкция 3)

Прихват снабжен упорным выступом 10, контактирующим с режущей пластиной 9 и уступом 7 державки. С другой стороны прихват поверхностью 3 контактирует с уступом 7 державки через сферический промежуточный элемент 2 и прокладки 4.

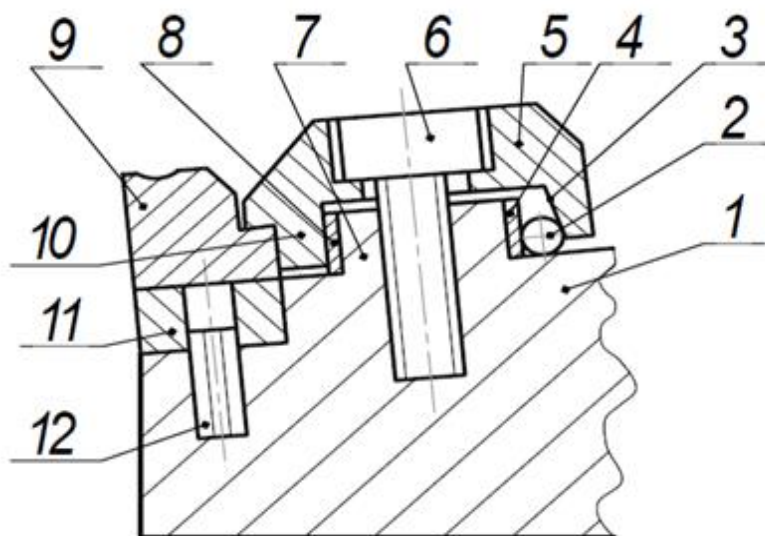


Рис. 4 – Сборный резец по авторскому свидетельству №1232384 (конструкция 4)

При завинчивании винта 6 прихват 5 взаимодействует своими контактными поверхностями с режущей пластиной 9 и уступом 7 державки 1. Поверхность 3 прихвата взаимодействует с промежуточным элементом 2, который прижимает прокладки 4 к уступу 7 державки, при этом обеспечивается самоустановка контактных поверхностей прихвата по соответствующим поверхностям режущей пластины и их дополнительный поджим к уступу 7 державки. Регулировка положения режущей пластины после переточек осуществляется прокладками 4 и 8.

На рисунке 5 показано сечение рабочей части сборного резца по а. с. № 1282969 [5] (конструкция 5). Резец состоит из державки 1, режущей пластины 13, прихвата-стружколома 6, опорной пластины 14, крепежного винта 8, пружинного штифта 15. Прихват-стружколом снабжен эксцентрично расположенными относительно оси 7 прижимными участками 10 и 3, состоящими соответственно из стружколомающих поверхностей 9 и 5 с различными углами

наклона  $\gamma_1$  и  $\gamma_2$ , прижимных поверхностей 11 и 4, выступов с упорными поверхностями 12 и 2. Упорной поверхности 12, имеющей меньшее удаление  $b_1$  от оси 7, соответствует стружколомающая поверхность 9 с меньшим углом наклона  $\gamma_1$ , а упорной поверхности 2, имеющей большее удаление  $b_2$  от оси 7 – стружколомающая поверхность 5 с большим углом наклона  $\gamma_2$ . Увеличение угла наклона  $\gamma_2$  поверхности 5 по отношению к углу наклона  $\gamma_1$  поверхности 9 пропорционально увеличению удаления  $b_2$  упорной поверхности 2 по отношению к удалению  $b_1$  упорной поверхности 12.

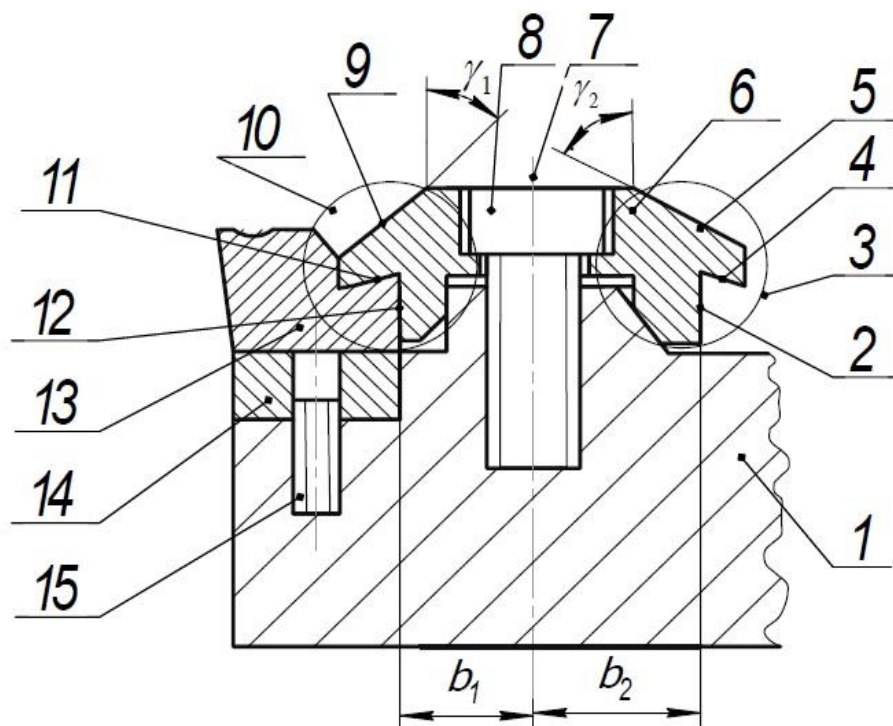


Рисунок 5 – Сборный резец по авторскому свидетельству № 1282969 (конструкция 5)

При завинчивании винта 8 прижимной участок 10, прихвата-стружколома 6, своими прижимной 11 и упорной 12 поверхностями взаимодействуют с соответствующими поверхностями режущей пластины 13. При этом режущая пластина своей опорной поверхностью прижимается через опорную пластину 14 к опорной поверхности гнезда державки 1. После переточки режущей пластины прихват-стружколом разворачивается на  $180^\circ$ , обеспечивая перемещение режущей пластины на величину  $(b_2 - b_1)$ , а так как  $\gamma_2 > \gamma_1$ , обеспечивается постоянство расстояния от главной режущей кромки до стружколомающей поверхности.

Существенным недостатком конструкций 1...4 является то, что в них применяется так называемый „нижний упор” – при закреплении режущая пластина упирается в упорный выступ своей нижней упорной поверхностью, а между ее верхней упорной поверхностью и прижимным участком прихвата остается зазор. Под действием радиальной составляющей силы резания  $P_y$  возникает опрокидывающий момент  $M_1 = P_y l_1$  ( $l_1$  – расстояние по вертикали между  $P_y$  и ее реакцией  $R_y$ , рисунок 6а), который может привести к поломке режущей пластины по уступу, так как между верхней упорной поверхностью пластины и прижимным участком прихвата отсутствует плотный контакт.

В конструкции 5 применяется так называемый „верхний упор” – при закреплении режущая пластина упирается своей верхней упорной поверхностью в упорную поверхность прижимного участка прихвата [6]. При этом расстояние по вертикали  $l_2$  между радиальной составляющей силы резания  $P_y$  и ее реакцией  $R_y$  значительно меньше, чем в конструкциях 1...4 (см. рис. 6 б). Соответственно и опрокидывающий момент  $M_2 = P_y l_2$  значительно

меньше опрокидывающего момента  $M_1$ . Так как между верхней упорной поверхностью пластины и упорной поверхностью прижимного участка прихвата имеется плотный контакт и  $M_2 < M_1$ , поломка пластины по уступу становится маловероятной.

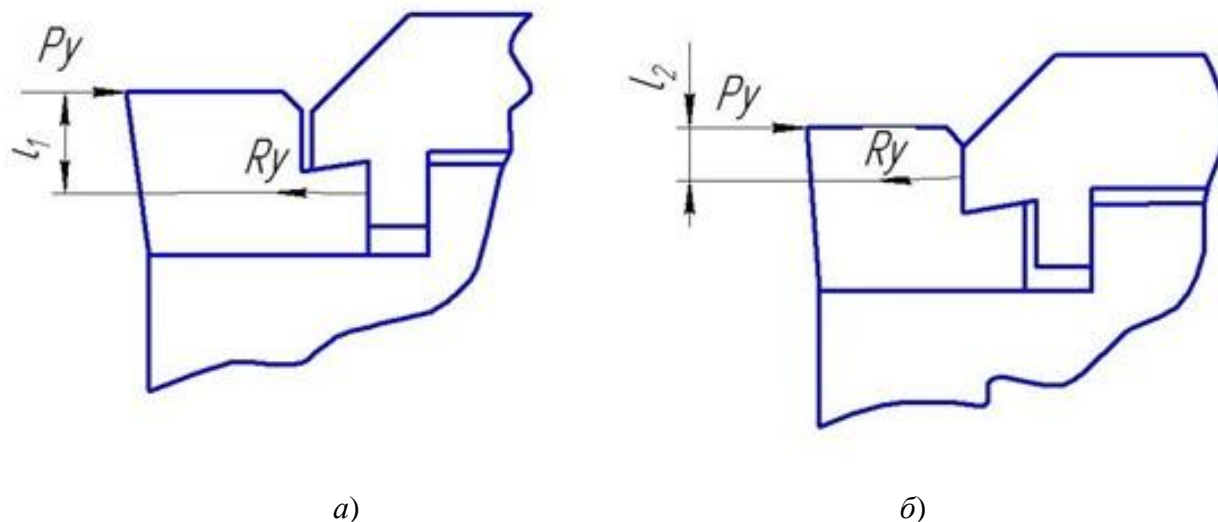


Рис. 6 – Схемы базирования режущей пластины:  
а – нижний упор; б – верхний упор

#### *Экспертные исследования конструкций сборных резцов*

Целью исследований является изучение свойств, составляющих качество сборных резцов для заданных условий эксплуатации, оценка их весомости и определение обобщенных показателей качества конкурирующих конструкций инструмента[7].

В таблице 1 приведены весомости показателей качества и их признаков для черновой обработки конструкционных сталей на крупных токарных станках с  $D_c=1000$  мм ( $H=50$  мм), определенные методом групповой открытой экспертизы. Для указанных условий самым важным свойством резцов является прочность и жесткость конструкции (весомость 0,4), которые определяются формой поперечного сечения и сплошностью режущей пластины, схемами крепления и базирования режущей пластины, наличием твердосплавной или быстрорежущей опорной пластины, числом сопрягаемых поверхностей.

В связи с относительно невысокой стоимостью крупных станков и станкочаса их работы по сравнению со стоимостью инструмента, весомость технологичности конструкции резцов, выпускаемых малыми партиями, является достаточно высокой (весомость 0,25)

Достаточно важным свойством является ремонтпригодность конструкции, определяемая удобством закрепления и регулирования режущей пластины (весомость 0,17).

Резцы  $H=50$  мм являются инструментом широкого назначения, поэтому универсальность конструкции выделена в отдельное свойство (весомость 0,12). Она определяется возможностью подбора марки твердого сплава и формы передней поверхности пластины в зависимости от условий эксплуатации.

Так как оценивается конструкция инструмента, а последняя мало влияет на износостойкость режущей пластины (только через твердость и теплопроводность инструментального материала), весомость износостойкости существенно ниже весомости других свойств (всего 0,06).

Таблица 1

Весомости показателей качества и их признаков для сборных резцов  $H=50$  мм

Единичные показатели качества	Признаки единичных показателей качества	Весомости признаков		Весомость единичных показат. качества
		отдельно	итоговая	
Прочность и жесткость	форма поперечного сечения пластин	0,24	0,096	0,40
	Сплошность пластины	0,18	0,072	
	Схема сил крепления пластины	0,18	0,072	
	Схема базирования по упорной поверхности	0,16	0,064	
	Наличие опорной пластины	0,15	0,06	
	Число сопрягаемых поверхностей	0,09	0,036	
Ремонто-пригодность	Удобство закрепления	0,64	0,109	0,17
	Удобство регулирования	0,36	0,061	
Универсальность	Число марок твердых сплавов	0,40	0,048	0,12
	Число форм передней поверхности	0,60	0,072	
Износостойкость	Характеристика узла стружкообразов.	0,62	0,037	0,06
	Свойства материала элементов конструкции	0,38	0,023	
Технологичность	Число деталей	0,43	0,108	0,25
	Число сложных деталей или поверхностей	0,57	0,142	

В таблице 2 приведены оценки признаков свойств сборных резцов для черновой обработки конструкционных сталей на крупных токарных станках. Из таблицы следует, что такие признаки прочности и жесткости конструкции, как форма поперечного сечения, сплошность и схема крепления режущей пластины оценены очень высоко (4,5 балла). Все конструкции имеют достаточно высокий балл 4,0 по наличию опорной пластины, удобству закрепления пластины, возможности подбора марки сплава и формы передней поверхности пластины в зависимости от условий эксплуатации, свойствам материала элементов конструкции. Это свидетельствует о том, что все оцениваемые конструкции в целом хорошо адаптированы для черновой обработки конструкционных сталей на крупных токарных станках.

Схема базирования пластины по упорной поверхности с верхним упором (конструкция 5) оценена в 5 баллов, схема базирования с нижний упором – 3 балла (конструкции 1...4). Такой признак как число сопрягаемых поверхностей, от которого зависит жесткость конструкции, оценен от 3,5 до 5,0 баллов в зависимости от числа деталей в конструкции (от 9 до 6 соответственно).

Такие признаки как удобство регулирования и число сложных деталей или поверхностей конструкции 5 оценены в 4,5 балла благодаря оригинальной конструкции прихвата-стружколома и минимальному числу деталей в конструкции. Другие конструкции получили от 3,5 до 4,0 балла, так как отличается сложностью регулирования и большим числом деталей.

Конструкция 5 получила 4,5 балла за оригинальный узел стружколома – здесь обеспечивается постоянство расстояния от главной режущей кромки до стружколомающей поверхности. На других конструкциях это расстояние при переточках уменьшается, что может привести к пакетированию стружки в пространстве между главной режущей кромкой и стружколомающей поверхностью.

Таблица 2

Оценки признаков свойств, соответствующие оцениваемым конструкциям

Единичные показатели качества	Признаки единичных показателей качества	Обозначения конструкций				
		1	2	3	4	5
Прочность и жесткость	Форма сечения пластины	4,5	4,5	4,5	4,5	4,5
	Сплошность пластины	4,5	4,5	4,5	4,5	4,5
	Схема сил крепл. пласт.	4,5	4,5	4,5	4,5	4,5
	Схема базирования	3,0	3,0	3,0	3,0	5,0
	Наличие опорн. пласт.	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
	Число сопряг. поверхн.	4,5	4,0	3,5	3,5	5,0
Ремонто-пригодность	Удобство закрепления	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
	Удобство регулирования	3,5	3,5	3,5	3,0	4,5
Универсальность	Число марок тв. сплавов	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
	Число форм передн. пов	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
Износостойкость	Характеристика узла стружкообразования	4,0	4,0	4,0	4,0	4,5
	Свойства материала	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
Технологичность	Число деталей	3,5	3,5	3,0	3,0	4,0
	Число сложных деталей	4,0	3,5	3,5	4,0	4,5

После обработки результатов экспертизы с учетом весомостей признаков были получены оценки конструкции по признакам и единичным показателям качества, а также обобщенные показатели качества оцениваемых конструкций резцов (таблица 3). Из таблицы следует, что по таким признакам прочности и жесткости как форма поперечного сечения, сплошность и схема сил крепления режущей пластины, а также по наличию опорной пластины все конструкции оценены одинаковым числом баллов. По схеме базирования пластины по упорной поверхности конструкция 5 оценена в 0,8 балла против 0,48 у всех остальных конструкций. Это объясняется наличием в конструкции 5 верхнего упора, повышающего прочность пластины. По числу сопрягаемых соединений, влияющих на жесткость, конструкция 5 оценена в 0,45 балла против 0,3...0,4 других оцениваемых конструкций. В целом по прочности и жесткости конструкция 5 получила 1,82 балла против 1,63...1,67 у других оцениваемых конструкций.

По ремонтнопригодности лучшей оказалась конструкция 5, набравшая 0,71 балла против 0,61...0,64 у других оцениваемых конструкций: в конструкции 5 регулирование положения режущей пластины после переточек осуществляется за счет поворота прихвата-стружколома на 180°, в то время как у других оцениваемых конструкций – за счет установки сменных прокладок (операция достаточно трудоемкая).

Таблиця 3

## Результаты экспертной оценки конструкций сборных резцов

		Обозначения конструкций											
		Конструкция 1		Конструкция 2		Конструкция 3		Конструкция 4		Конструкция 5			
Единичные показатели качества	Признаки единичных показателей качества	Учетом весомости с	Оценка по свойствам	Учетом весомости с	Оценка по свойствам	Учетом весомости с	Оценка по свойствам	Учетом весомости с	Оценка по свойствам	Учетом весомости с	Оценка по свойствам	Учетом весомости с	Оценка по свойствам
		1,08	4,18	1,08	4,14	1,08	4,10	1,08	4,09	1,08	4,55	1,08	1,82
Прочность и жесткость	Форма поперечного сечения пластины	0,81	1,67	0,81	1,65	0,81	1,64	0,81	1,63	0,81	1,63	0,81	1,82
	Площадь пластины	0,81	1,67	0,81	1,65	0,81	1,64	0,81	1,63	0,81	1,63	0,81	1,82
	Схема сил крепления пластины	0,48	4,18	0,48	4,14	0,48	4,10	0,48	4,09	0,48	4,09	0,48	1,82
	Схема базирования по упорной поверхности	0,60	4,18	0,60	4,14	0,60	4,10	0,60	4,09	0,60	4,09	0,60	1,82
Ремонтопригодность	Наличие опорной пластины	0,40	4,18	0,36	4,14	0,31	4,10	0,31	4,09	0,31	4,09	0,31	1,82
	Число сопрягаемых соединений	2,56	3,82	2,56	3,82	2,56	3,82	2,56	3,64	2,56	3,64	2,56	4,71
Универсальность	Удобство закрепления	1,26	3,82	1,26	3,82	1,26	3,82	1,26	3,82	1,26	3,82	1,26	4,18
	Удобство регулирования	1,60	3,10	1,60	3,10	1,60	3,10	1,60	3,10	1,60	3,10	1,60	0,37
Износостойкость	Число марок твердых сплавов	1,50	3,10	1,50	3,10	1,50	3,10	1,50	3,10	1,50	3,10	1,50	0,37
	Число форм передней поверхности	2,48	4,10	2,48	4,10	2,48	4,10	2,48	4,10	2,48	4,10	2,48	0,26
Технологичность	Характ. узла стружкозаивания	1,52	4,10	1,52	4,10	1,52	4,10	1,52	4,10	1,52	4,10	1,52	0,26
	Свойства материала элементов конструкции	1,50	3,78	1,50	3,49	1,29	3,28	1,29	3,57	1,72	4,28	1,72	1,07
Обобщенный показатель качества	Число деталей	2,28	3,86	1,99	3,77	1,99	3,71	2,28	3,74	2,56	4,28	2,56	1,07
	Число сложных деталей или поверхностей	3,86	3,86	3,77	3,77	3,71	3,71	3,74	3,74	4,23	4,23	4,23	4,23



По универсальности и износостойкости сравниваемые конструкции мало чем отличаются – оценки соответственно 0,37 и 0,24...0,26 балла. Здесь следует отметить, что в конструкции 5 обеспечивается постоянство расстояния от главной режущей кромки до стружколомающей поверхности прихвата-стружколома после переточек режущей пластины по задней поверхности. В других оцениваемых конструкциях это расстояние постепенно уменьшается, что ухудшает условия стружколота и повышает изнашивание пластины по передней поверхности. Однако из-за малой весомости показателя „Износостойкость“, (всего 0,06) указанный факт повысил рейтинг конструкции только на 0,02 балла. По технологичности конструкция 5 набрала 1,07 балла против 0,82...0,94 у других оцениваемых конструкций, так как она содержит наименьшее число сложных деталей и поверхностей.

Таким образом по результатам открытой экспертизы самый высокий рейтинг получила конструкция 5 с обобщенным показателем качества 4,23 балла против 3,71...3,86 у других оцениваемых конструкций.

### *Производственные исследования сборных резцов*

Задачей настоящих исследований является определение фактических показателей безотказности, долговечности и ремонтпригодности сборных резцов с целью выбора базовой конструкции для черновой обработки конструкционных сталей на крупных токарных станках. Для решения поставленной задачи был проведен комплекс сравнительных производственных испытаний сборных резцов, описанных выше.

Все конструкции резцов были оснащены режущими пластинами из твердого сплава *T5K10* и имели следующие основные конструктивные и геометрические параметры: рабочая высота резца  $H = 50$  мм; длина режущей кромки  $l = 25$  мм; главный угол в плане

$\varphi = 60^\circ$ ; передний угол  $\gamma = 10^\circ$ ; передний угол фаски  $\gamma_f = -7^\circ$ ; главный задний угол  $\alpha = 5^\circ$ ; угол наклона главной режущей кромки  $\lambda = 3^\circ$ ; радиус при вершине  $r = 1,6$  мм; радиус округления режущих кромок  $\rho = 0,08$  мм.

Испытания проводились в условиях ПАО НКМЗ на токарных станках модели 165 при черновом наружном точении заготовок из сталей 45, 9ХФ, 38Х2Н2МА (корка, окалина, неравномерный припуск). Режимы резания: глубина резания  $t = 10...18$  мм, подача  $S = 0,8...1,5$  мм/об; скорость резания  $v = 50...70$  м/мин.

В процессе испытаний фиксировали условия испытаний, время работы до отказа и вид отказа. В качестве критериев отказа были приняты: износ по главной задней поверхности  $h_z = 1,5$  мм; выкрашивания главной режущей кромки  $\geq 1,0$  мм; поломка режущей пластины или других элементов резца, требующая прекращения процесса резания. Кроме того, фиксировали время восстановления (по элементам конструкций резца), характер процесса резания (наличие вибраций, тип стружки и др.), замечания станочника по удобству обслуживания резцов.

В результате испытаний было получено более 100 реализаций периода стойкости, в том числе для каждой конструкции – не менее 18. Результаты испытаний приведены в таблицах 4...6.

Несмотря на то что, во всех конструкциях резцов применяется пластина с уступом под прихват из одной марки твердого сплава, геометрические и конструктивные параметры резцов ничем не отличались, лучшей оказалась конструкция 5. Она отличается наиболее высокими показателями прочности и жесткости (полное отсутствие поломок пластины), безотказности (наибольший средний и гамма-процентный периоды стойкости), стабильности работы (наименьший коэффициент вариации стойкости), долговечности (наибольшие среднее число периодов стойкости и средний полный период стойкости), ремонтпригодности (минимальное среднее время восстановления), удобства обслуживания (минимальное число недостатков, выявленных при испытаниях), удельного расхода твердого сплава.

Таблица 4

## Условия и результаты производственных испытаний резцов

Наименование параметра		Обозначение конструкции резцов				
		1	2	3	4	5
Средняя глубина резания, мм		15,0				
Средняя величина подачи, мм/об		1,36				
Средняя скорость резания, м/мин		59,0				
Объем выборки		19	19	19	18	23
Удельн. расход тв. сплава, кг/мм <sup>3</sup>			0,46	0,47	0,51	0,32
Соотношение видов отказов, %	изнашивание	58	53	63	50	83
	выкрашивание	16	21	16	22	17
	поломка	26	26	21	28	0
Средний период стойкости, мин		25,4	23,1	23,0	22,1	31,4
Доверительный интервал, мин		±3,4	±2,9	±3,0	±3,6	±3,1
Коэф. вариации стойкости		0,41	0,47	0,48	0,48	0,27
Закон распределения		Вейбулла-Гнеденко				Норм.
Гамма-процентный период стойкости $T_{\alpha}$ , мин			16,0	14,8	11,2	23,5
Средн. число периодов стойк.		3,8	3,8	3,8	3,6	4,6
Средн. полный период стойкости, мин		96,5	87,8	87,4	79,5	144,4

Усовершенствование конструкции обеспечило рост среднего периода стойкости в 1,2...1,4 раза, уменьшение коэффициента вариации стойкости в 1,5...1,7 раза, увеличение гамма-процентного периода стойкости  $T_{0,9}$  в 1,5...2,0 раза (см. табл. 4). Влияние метода базирования режущей пластины на надежность инструмента определяется в первую очередь изменением структуры отказов: если для резцов с нижним упором (конструкции 1...4) имело место 21...28% поломок, то для резца с верхним упором (конструкция 5) поломки были полностью ликвидированы. Полная ликвидация поломок привела к увеличению среднего числа периодов стойкости в 1,2...1,3 раза, в результате чего средний полный период стойкости, являющийся произведением среднего числа периодов стойкости на средний период стойкости, увеличился в 1,5...1,8 раза. Благодаря улучшению показателей безотказности и долговечности конструкция 5 обеспечивает уменьшение расхода твердосплавных пластин в 1,5...1,8 раз.

Для анализа причин поломок режущих пластин с нижним упором, были проведены исследования напряженно-деформированного состояния конструкций резцов методом конечных элементов [8]. В результате расчетов установлено, что при нижнем упоре режущей пластины в области ее наименьшего поперечного сечения (в области уступа под прихват) возникают большие нормальные растягивающие напряжения (1, рисунок 7а), которые могут привести к поломке пластины.

При изменении схемы базирования пластины на схему с верхним упором, зона действия максимальных напряжений смещается в область с наибольшим поперечным сечением пластины (2, рисунок 7б). Подобное перераспределение нормальных растягивающих напряжений снижает вероятность поломки пластины.

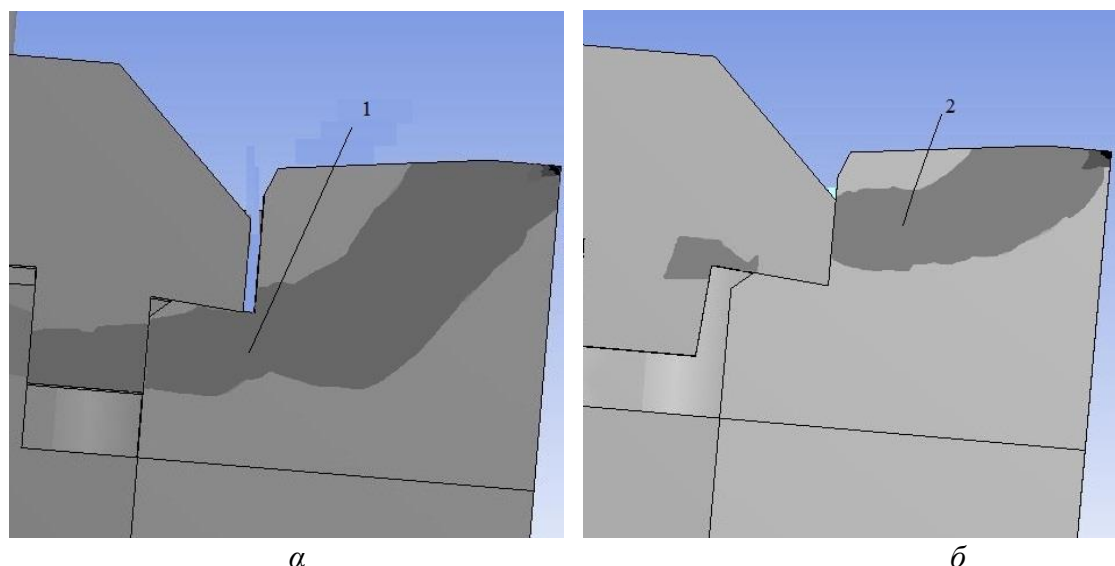


Рис. 7 – Расположение зон действия максимальных растягивающих напряжений при различных схемах базирования режущей пластины: *а* – схема базирования с нижним упором; *б* – схема базирования с верхним упором

Высокие показатели ремонтпригодности конструкции 5 (уменьшение среднего полного времени восстановления в 1,2...1,6 раза, см. табл. 5) обеспечивается в основном за счет применения оригинального прихвата-стружколома: например, регулировка положения режущей пластины после переточек осуществляется только разворотом прихвата-стружколома на  $180^{\circ}$ . В конструкциях 1...4 отмечены случаи выпадения регулировочных прокладок или шарика в процессе резания (см. табл. 6), что приводило к появлению вибраций и остановке процесса резания. Отмечены также случаи смятия рифлений на промежуточном элементе и прихвате-стружколоме, заклинивания промежуточного элемента с рифлениями и цилиндрического ролика (последнее в конструкции 3).

Для резцов конструкций 1...4 при работе переточенными пластинами (особенно на 3 и 4 периодах стойкости) характерно пакетирование стружки в пространстве перед стружколомающей поверхностью прихвата-стружколома, что приводило к поломке пластины. На резцах конструкции 5 пакетирования стружки не было, так как после переточек режущей пластины расстояние между главной режущей кромкой и стружколомающей поверхностью прихвата-стружколома не изменялось.

В результате подавления поломок инструмента закон распределения периода стойкости трансформировался с Вейбулла-Гнеденко для конструкций 1...4 в нормальный для конструкции 5 (рисунок 7; здесь, чтобы не загружать рисунок показаны только характеристики безотказности конструкции 4 с нижним упором и конструкции 5 с верхним упором).

Проверка соответствия статистического распределения стойкости теоретическому, проведенная по критериям Пирсона и Колмогорова, показали высокую степень соответствия этих распределений – расчетные значения критерия Пирсона меньше табличных ( $1,42...3,29 < 9,21...11,34$  при уровне значимости больше 0,01); по критерию Комогорова статистическое и теоретическое распределения согласуются с вероятностью 0,97...1,0. График интенсивности отказов для конструкции 5 смещен в зону малых значений интенсивности отказов, а график вероятности безотказной работы смещен в зону больших

значений периода стойкости. Это свидетельствует о достаточно высокой степени оптимизации конструкции 5.

Таблица 5

Результаты оценки ремонтпригодности резцов (в минутах на один период стойкости)

Наименование параметра	Обозначение конструкции резца				
	1	2	3	4	5
Очистка резца от окалины	0,26	0,28	0,28	0,28	0,23
Очистка гнезда под пластину	0,26	0,28	0,28	0,13	0,11
Установка и закрепл. режущей пласт.	0,16	0,25	0,25	0,28	0,13
Замена опорной пластины	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03
Замена прихвата	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Поворот прихвата					0,25
Установка или замена регул. прокладки	0,35	0,35	0,35	0,35	
Замена крепежного винта	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Регулировка и замена промежуточного элемента с рифлениями		0,06	0,06		
Замена цилиндр. элемента или шарика			0,03	0,06	
Среднее полное время восстановления, мин	1,16	1,35	1,38	1,23	0,85

Таблица 6

Недостатки конструкций, выявленные при проведении испытаний резцов

Наименование недостатков резцов	Обозначение конструкции резца				
	1	2	3	4	5
Разворот прихвата при закреплении и раскреплении пластины		+	+	+	
Пакетирование стружки	+	+	+	+	
Засорения отверстий винта и прихвата окалиной и мелкой стружкой	+	+	+	+	+
Заклинивание промежуточного элемента с рифлениями		+	+		
Смятие рифлений	+	+	+		
Заклинивание цилиндрического элемента			+		
Выпадение регулировочной прокладки во время работы	+	+	+	+	
Выпадение шарика				+	

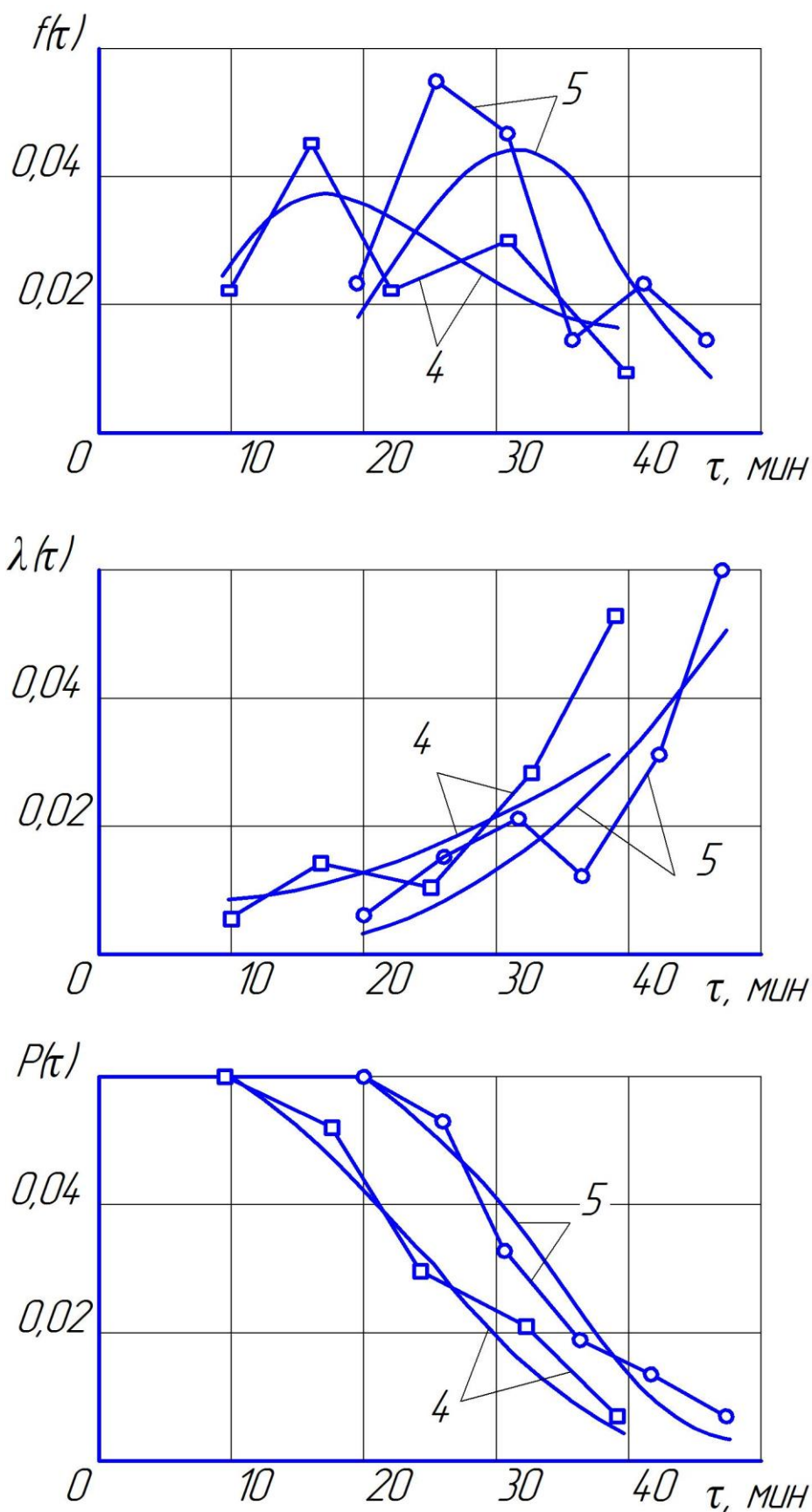


Рис. 8 – Характеристики безотказности резцов (ломанная линия – статистическая оценка, сплошная – теоретическое значение)

Здесь следует отметить, что в связи с минимальным числом и простотой составных элементов, конструкция 5 отличается также минимальной трудоемкостью изготовления.

### **Выводы**

1 В результате исследований напряженно-деформированного состояния конструкций резцов, установлено, что причиной поломок пластины с базированием по схеме с нижним упором является наличие больших нормальных растягивающих напряжений в области наименьшего поперечного сечения пластины, то есть по уступу. Изменение схемы базирования пластины на схему с верхним упором приводит к перераспределению напряжений в область наибольшего поперечного сечения пластины и к полной ликвидации поломок.

2 В результате экспертных исследований и сравнительных производственных испытаний установлено, что предложенная конструкция сборного резца с верхним упором отличается высокими показателями прочности и жесткости, безотказности, долговечности и ремонтпригодности. Эта конструкция рекомендуется как базовая для черновой обработки конструкционных сталей на крупных токарных станках.

**Перечень источников литературы:** 1. Сборный резец. А.С. 1144784 СССР, МКП В23В 27/16 / Г.Л. Хае́т, А.М. Боярунас, В.С. Гузенко, Г.В. Филиппов, Н.В. Водопьянов и В.М. Гах (СССР). – 3701531/25-08; Заявлено 25.11.85; Оpubл. 15.03.85. Бюл.№10. – 2 с. 2. Сборный резец. А.С. 1201064 СССР, МКП В23В 27/16 /В.С. Гузенко, Я.А. Музыкант, А.Д. Коновалов и В.Ф. Дрожин (СССР). – 3764460/25-08; Заявлено 04.07.84; Оpubл. 30.12.85. Бюл. №48. – 2 с. 3. Резцедержатель. А.С. 10000160 СССР, МПК В23В 27/16 /В.С. Гузенко, В.В. Скибин и В.В. Рязанцев (СССР). – 3764460/25-08; Заявлено 09.04.81; Оpubл. 28.02.83. Бюл.№8. – 2 с. 4. Сборный резец А.С. 1232384 СССР, МКП В23В 27/16 /Г.Л. Хае́т, В.С. Гузенко, В.И. Витушкин и А.М. Боярунас, Н.В. Водопьянов (СССР). – 3802141/25-08; Заявлено 17.10.84; Оpubл. 23.05.86. Бюл. №19. – 2 с. 5. Резец. А.С. 1282969 СССР, МКП В24В 27/16 / В.М. Гах, А.М. Боярунас, В.С. Самойлов, Н.В. Водопьянов, В.С. Гузенко и В.Ф. Дрожин (СССР). – 3916557/25-08; Заявлено 24.06.85; Оpubл. 15.01.87. Бюл. №2. – 2 с. 6. Збірний різець для важкого різання. Позитивне рішення по заявці на патент І201213570 від 27.11.12 МКП В23В 27/16 /Э.В. Мироненко, В.М. Гах і І.О. Гах. 7. Теория проектирования инструмента и его информационное обеспечение: маркетинг, квалиметрия, надежность и оптимизация/Г.Л. Хае́т, В.С. Гузенко, Л.Т. Хае́т и др. – Краматорск: ДГМА, 1994. – 370 с. 8. Гузенко В.С., Миранцов С.Л., Саункин В.Т. Совершенствование конструкций сборных резцов для тяжелых токарных станков // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА, 2005, випуск 17. – С. 7 - 11.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДГМА

## ИССЛЕДОВАНИЕ И ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКЦИИ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ДЛЯ ЧЕРНОВОЙ ОБРАБОТКИ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ НА КРУПНЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКАХ

Мироненко Е.В., Гах В.М., Миранцов С.Л., Гах И.О.

В статье приведено описание конструкций, результаты экспертных исследований и сравнительных производственных испытаний сборных резцов для черновой обработки конструкционных сталей на крупных токарных станках. Для сравниваемых конструкций резцов получены фактические значения обобщенного показателя качества, соотношение видов отказов, безотказности, долговечности, ремонтпригодности и удельного расхода твердого сплава. Предложена конструкция сборного резца, обеспечивающая повышение производительности, сокращение затрат на изготовление и эксплуатацию.

## ДОСЛІДЖЕННЯ І ОПТИМІЗАЦІЯ КОНСТРУКЦІЇ ЗБІРНИХ РІЗЦІВ ДЛЯ ЧОРНОВОЇ ОБРОБКИ КОНСТРУКЦІЙНИХ СТАЛЕЙ НА КРУПНИХ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТАХ

Мироненко Є.В., Гах В.М., Міранцов С.Л., Гах І.О.

У статті наведено опис конструкцій, результати експертних досліджень і порівняльних виробничих випробувань збірних різців для чорнкової обробки конструкційних сталей на великих токарних верстатах. Для порівнюваних конструкцій різців отримані фактичні значення узагальненого показника якості, співвідношення видів відмов, безвідмовності, довговічності, ремонтпридатності і питомої витрати твердого сплаву. Запропонована конструкція збірного різця, що забезпечує підвищення продуктивності, скорочення витрат на виготовлення та експлуатацію.

## RESEARCH AND OPTIMIZATION OF PREFABRICATED CUTTER FOR ROUGHING STRUCTURAL STEEL FOR A BIG LATHES

Mironenko E.V., Gah V.M., Mirantcov S.L., Gah I.O.

The paper describes the design, the results of expert studies and comparative production testing teams of cutters for roughing structural steels for large lathes. For comparable structures cutters to get the actual value of the generalized indicator of quality, the ratio of failures, reliability, durability, maintainability, and specific consumption of tungsten carbide. The design of a modular tool that provides increased productivity, reduced costs of construction and operation.

Ключевые слова: сборный резец, экспертная оценка, безотказность, долговечность, ремонтпригодность.

Ключові слова: збірний різець, експертна оцінка, безвідмовність, довговічність, ремонтпридатність.

Keywords: assembly tool, expert evaluation, reliability, durability and maintainability.

Дата надходження статті: 23 листопада 2012 р.

УДК 621.9: 658.5

**Ивченко Т.Г., Король К.О.**ГВУЗ Донецкий национальный технический университет, Украина, г. Донецк  
[tm@mech.dgtu.donetsk.ua](mailto:tm@mech.dgtu.donetsk.ua)**АНАЛИЗ ВОЗМОЖНОСТЕЙ СНИЖЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ИНСТРУМЕНТА С ВНУТРЕННИМ ОХЛАЖДЕНИЕМ*****Введение***

Процессы механической обработки деталей машин сопровождаются значительным выделением теплоты, в результате чего весьма высокие температуры, возникающие в зоне резания, ограничивают производительность и неблагоприятно сказываются на качестве обработанной поверхности. В связи с этим исследования возможностей снижения температур при резании весьма актуальны.

Одним из наиболее эффективных способов снижения температур при различных видах механической обработки является использование смазочно–охлаждающих технологических сред (СОТС) [1]. В настоящее время достаточно хорошо разработаны методы оценки теплового состояния режущего инструмента при использовании СОТС, подающихся различными способами в зону резания извне – как со стороны передней, так и задней поверхностей лезвия инструмента [2, 3]. Однако, для отдельных случаев обработки, например, при высокоскоростном резании, при обработке чугуна, возникают трудности в использовании внешних охлаждающих сред.

Перспективным направлением совершенствования способов применения СОТС является использование режущих инструментов с внутренним охлаждением лезвия, что успешно решает проблемы разбрызгивания, загрязнения и чрезмерного расхода СОТС [4]. В этом случае охлаждающая среда под давлением нагнетается в каналы, расположенные внутри инструмента. Обработка резанием осуществляется всухую, охлаждение контактных зон инструмента осуществляется за счет циркуляции среды по внутренним каналам.

Однако теоретические основы расчета температур в зоне резания при использовании таких инструментов практически отсутствуют, что затрудняет оценку эффективности внутреннего охлаждения в сравнении с другими методами. Представленные в работе [5] общие подходы к определению температурного поля в лезвии режущего инструмента при использовании каналов внутреннего охлаждения требуют дальнейшего развития с точки зрения анализа температур в зоне резания и возможностей их снижения

Целью представленной работы является разработка методики определения температур в зоне резания при использовании инструмента с внутренним охлаждением и анализ возможностей снижения температур резания.

***Основное содержание и результаты работы***

В основу предлагаемой методики определения температурных полей при использовании инструмента с внутренним охлаждением заложен принцип суперпозиции независимых температурных полей, возникающих в лезвии инструмента под воздействием источников теплоты на передней и задней поверхностях лезвия инструмента, а также под воздействием стока теплоты внутрь канала охлаждения.

Температурное поле в лезвии инструмента при наличии каналов внутреннего охлаждения (рис.1) формируется под воздействием тепловых потоков  $q_1$  на передней поверхности (в зоне контакта со стружкой длиной  $l$ ) и  $q_2$  на задней поверхности (в пределах износа по задней поверхности  $h$ ), а также под воздействием стока теплоты  $q_0$  внутрь канала диаметром  $d_0$ , ось которого имеет координаты  $x_0, z_0$ .

За счет прохождения СОТС по цилиндрическому каналу внутреннего охлаждения образуется сток теплоты с равномерным по поверхности канала распределением плотности



тепловыделения  $q_o$ . В соответствии с законом Ньютона – Рихмана, описывающим процесс конвективного теплообмена [1]:

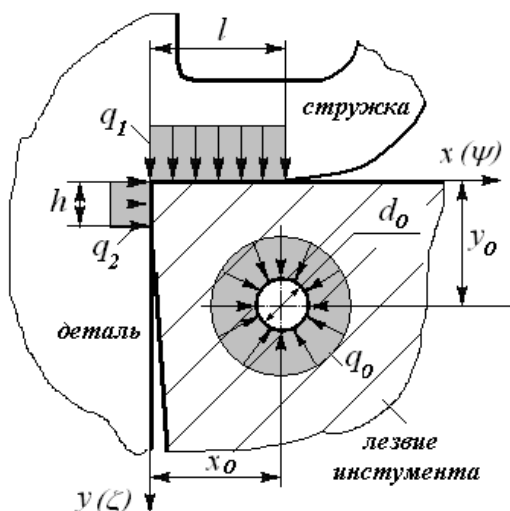


Рис. 1. Схема расположения тепловых потоков в лезвии инструмента при внутреннем охлаждении

длиной канала  $H$ :  $l = H$ );  $w$  – скорость потока;  $\nu$ ,  $\lambda$ ,  $\omega$  – коэффициенты кинематической вязкости, теплопроводности и температуропроводности среды.

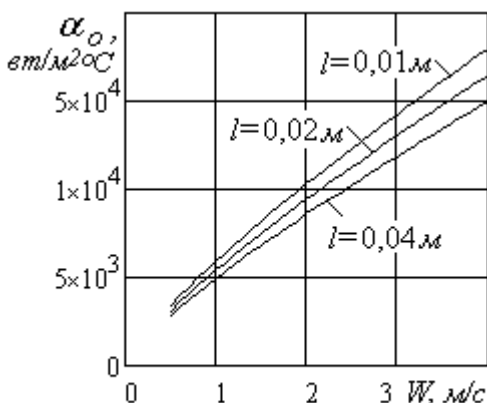


Рис. 2. Графики зависимости коэффициента теплоотдачи  $\alpha_o$  от скорости подачи жидкости  $W$

ции независимых температурных полей возникает под воздействием теплового потока  $q_1$  на передней поверхности -  $\Theta_1(x, y, z)$ , а также под воздействием стока теплоты  $q_o$  внутрь канала охлаждения.  $\Theta_o(x, y, z)$ :

$$\Theta_{\Sigma}(x, y, z) = \Theta_1(x, y, z) + \Theta_o(x, y, z). \quad (4)$$

Такой подход справедлив для работы острозаточенным инструментом и при весьма незначительном износе ( $h \approx 0$ ), когда температурным полем, возникающим в лезвии инструмента под воздействием теплового потока  $q_2$  на задней поверхности -  $\Theta_2(x, y, z)$  можно пренебречь.

Трехмерное температурное поле, возникающее в лезвии инструмента под действием источника, действующего на его передней  $\Theta_1(x, y, z)$  поверхности с учетом перехода к безраз-

$$q_o = \alpha_o(\Theta_S - \Theta_o), \quad (1)$$

где  $\alpha_o$  - коэффициент теплоотдачи на поверхности канала внутреннего охлаждения;  $\Theta_S$  - температура на поверхности канала,  $\Theta_o$  - температура охлаждающей среды.

При течении среды в цилиндрических каналах и в каналах неправильной формы для определения коэффициента теплоотдачи  $\alpha_o$  используется критериальное уравнение:

$$Nu_o = 0.021 Re_o^{0,8} Pr_o^{0,43} (Pr_o/Pr_S)^{0,25}, \quad (2)$$

где  $Nu_o = \alpha_o l / \lambda$  – критерий Нуссельта;  $Re_o = w l / \nu$  – критерий Рейнольдса;  $Pr_o = \omega / \lambda$  – критерий Прандтля;  $l$  – характерный размер (при течении среды в цилиндрических каналах определяется

При использовании СОТС на основе водных растворов, имеющих теплофизические свойства, близкие к свойствам воды, коэффициент теплоотдачи:

$$\alpha_i = 2,6 \cdot 10^3 w^{0,8} / l^{0,2}. \quad (3)$$

Графики зависимости коэффициента теплоотдачи  $\alpha_o$  от скорости подачи жидкости  $W$ , приведенные на рис. 2, свидетельствуют о том, что, коэффициента теплоотдачи возрастает с повышением скорости и уменьшается с увеличением характерного размера  $l$ , то есть длины цилиндрического канала.

Температурное поле в лезвии инструмента с внутренним охлаждением по принципу суперпозиции

мерным координатам и безразмерному температурному полю  $T_1(\psi, \zeta, \nu)$ , описывается следующим образом [3]:

$$\Theta_1(x, y, z) = P_1 T_1(\psi, \zeta, \nu) = P_1 \int_0^1 d\psi_u \int_{-\eta}^{\eta} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{(\psi - \psi_{\xi})^2 + \nu^2 + (\zeta - \zeta_{\xi})^2}}, \quad (5)$$

где  $\psi = x/l$ ,  $\psi_u = x_u/l$ ,  $\zeta = y/l$ ,  $\zeta_u = y_u/l$ ,  $\nu = z/l$  - безразмерные координаты ( $x, y, z$  - координаты любой точки тела;  $x_u, y_u, z_u$  - координаты любой точки источника);  $\eta = b/l$  - безразмерная ширина среза ( $b$  - ширина среза);  $P_1 = K_{\beta} q_1 l / 4\pi\lambda_u$  - размерный коэффициент:  $K_{\beta}$  - коэффициент перехода от неограниченного пространства к неограниченному клину;  $\lambda_u$  - коэффициент теплопроводности инструментального материала.

Температурное поле в лезвии инструмента при наличии цилиндрического канала внутреннего охлаждения с координатами оси  $x_o, z_o$  для неподвижного непрерывно действующего кольцевого источника (стока) теплоты радиусом  $r_o = d_o/2$  с равномерной по длине окружности плотностью тепловыделения  $q_o$  может быть представлено следующим образом [1]:

$$\Theta_o(x, y, z) = \frac{q_o r_o K(\mu)}{\pi\lambda \sqrt{\left(\sqrt{(x-x_o)^2 + (y-y_o)^2} + r_o\right)^2 + z^2}} = P_o T_o(\psi, \zeta, \nu), \quad (6)$$

где  $\mu = \arcsin \left[ \frac{2\sqrt{r_o} \sqrt{(x-x_o)^2 + (y-y_o)^2}}{\sqrt{\left(\sqrt{(x-x_o)^2 + (y-y_o)^2} + r_o\right)^2 + z^2}} \right]$ ;  $K(\mu)$  - полный эллиптический интеграл первого рода;  $T_o(\psi, \zeta, \nu)$  - безразмерное температурное поле.

С использованием перехода к безразмерным координатам и безразмерному температурному полю  $T_o(\psi, \zeta, \nu)$  получаем:

$$\Theta_o(x, y, z) = P_o T_o(\psi, \zeta, \nu) = P_o \frac{\rho_o K(\mu)}{\sqrt{\left(\sqrt{(\psi - \psi_o)^2 + (\zeta - \zeta_o)^2} + \rho_o\right)^2 + \nu^2}}, \quad (7)$$

где  $\psi_o = x_o/l$ ,  $\zeta_o = y_o/l$  - безразмерные координаты оси канала внутреннего охлаждения;  $\rho_o = r_o/l$  - безразмерный радиус канала;  $P_o = q_o/\pi\lambda$  - размерный коэффициент.

Учитывая, что плотность тепловыделения  $q_o$  зависит от температуры на поверхности канала  $\Theta_S$ , которая в свою очередь меняется при изменении положения канала, с достаточной точностью можно считать:

$$q_o = \alpha_o P_1 T_1(\psi_o, \zeta_o, \nu_o). \quad (8)$$

Суммарное распределения температур на передней поверхности лезвия, возникающее под действием двух указанных одновременно действующих источников, в сечении лезвия инструмента, перпендикулярном главной режущей кромке ( $y = 0, z = 0$ ):

$$\Theta_{\Sigma}(x) = P_1 T_1(\psi) + P_o T_o(\psi, \cdot) = P_1 (T_1(\psi) + \chi_o T_o(\psi)) = P_1 T_{\Sigma}(\psi), \quad (9)$$

где  $\chi_o = P_o/P_1 = \alpha_o T_1(\psi_o, \zeta_o)/\pi\lambda$  - безразмерный параметр, учитывающий соотношение безразмерных коэффициентов.

Суммарное безразмерное распределения температур на передней поверхности лезвия ( $\zeta = 0, \nu = 0$ ):

$$T_{\Sigma}(\psi) = \int_0^1 d\psi_u \int_{-0.5\eta}^{+0.5\eta} \frac{d\zeta_u}{\sqrt{(\psi - \psi_e)^2 + \zeta_u^2}} - \frac{\chi_o \rho_o K(\mu)}{\sqrt{(\psi - \psi_o)^2 + \zeta_o^2} + \rho_o}, \quad (11)$$

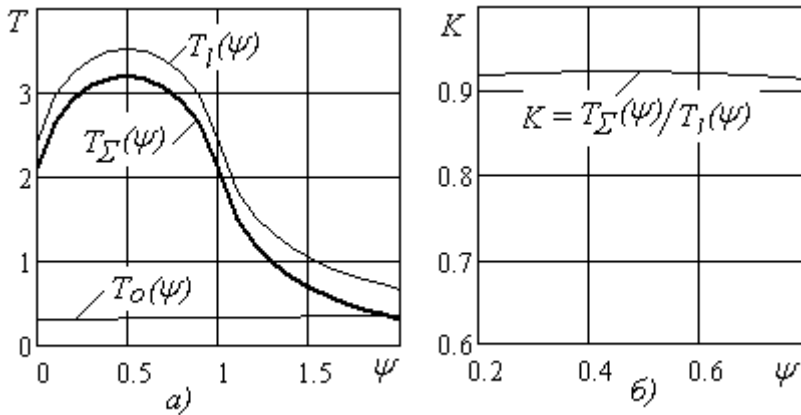


Рис. 3. Графики распределения безразмерных температур на передней поверхности лезвия – а) и коэффициента снижения температур при использовании охлаждения – б)

Графики распределения безразмерных температур на передней поверхности лезвия при обработке без охлаждения –  $T_1(\psi)$  и с учетом охлаждения -  $T_{\Sigma}(\psi)$  приведены на рис. 3а. Расчеты выполнены для  $\psi_o = \zeta_o = 5$ ;  $\rho_o = 1$ ;  $T_1(5,5,0) = 0,149$ ;  $K(\mu) = 2$ ;  $\chi_o = 1,79$ .

Для оценки эффективности снижения температуры при использовании каналов внутреннего охлаждения предлагается коэффициент снижения температуры, общие закономерности

изменения которого будут справедливы как для безразмерных, так и фактических температур:

$$K = T_{\Sigma}(\psi)/T_1(\psi). \quad (12)$$

В указанных условиях этот коэффициент  $K = 0,92$  (рис.3б).

Графики изменения коэффициента снижения температуры в зависимости от безразмерного радиуса канала охлаждения  $\rho_o$  (для разных координат  $\psi_o$ ) и безразмерных координат оси канала  $\psi_o, \zeta_o$  (для разных радиусов  $\rho_o$ ) представлены на рис. 4 а и рис. 4 б.

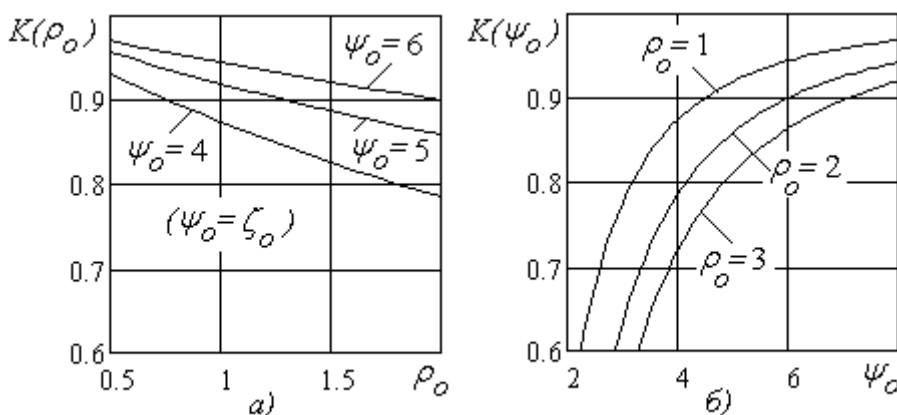


Рис. 4. Графики зависимости коэффициента снижения температур от безразмерного радиуса канала охлаждения  $\rho_o$  – а) и безразмерных координат оси канала  $\psi_o, \zeta_o$  – б)

Чем больше радиус отверстия цилиндрического канала охлаждения (при постоянном коэффициенте теплоотдачи) и меньше координаты его оси отверстия, тем меньше коэффициенты, а, следовательно, тем больше степень снижения температуры на передней поверхности лезвия инструмента и эффективнее охлаждение.

### **Выводы**

Таким образом, разработана методика определения температурного поля в лезвии режущего инструмента при использовании каналов внутреннего охлаждения и дан анализ эффективности снижения температуры на передней поверхности лезвия инструмента на основании коэффициента снижения температуры за счет изменения параметров охлаждающих каналов. Методика может найти широкое применение для определения температур в лезвиях различных инструментов с внутренним охлаждением.

**Перечень источников литературы:** **1.** Резников А.Н. Тепловые процессы в технологических системах / А.Н Резников, Л.А. Резников - М.: Машиностроение, 1990. –288с. **2.** Ивченко Т.Г. Влияние условий обработки на закономерности формирования тепловых потоков в зоне резания при точении / Т.Г. Ивченко // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип. 5. – Донецьк: ДонНТУ, 2008. - С.23-29. **3.** Ивченко Т.Г. Расчет тепловых потоков и температур резания при точении с использованием смазочно-охлаждающих жидкостей / Т.Г. Ивченко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Вип.26. – Краматорськ: ДДМА, 2010.- С.90 - 96. **4.** Худобин Л.В. Техника применения смазочно-охлаждающих средств в металлообработке / Л.В. Худобин, Е.Г. Бердичевский. – М.: Машиностроение, 1977. – 189с. **5.** Ивченко Т.Г. Определение температурного поля в лезвии режущего инструмента при использовании внутреннего охлаждения / Т.Г. Ивченко, И.А. Петряева, И.Ю. Зайцева // Машиностроение и техносфера XXI века. Сб. трудов XIX международной конференции в г. Севастополе 17-21 сентября 2012г. В 4-х томах. - Донецк: ДонНТУ, 2012. Т.1. - С. 275- 277.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

АНАЛИЗ ВОЗМОЖНОСТЕЙ СНИЖЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ ПРИ  
ИСПОЛЬЗОВАНИИ ИНСТРУМЕНТА С ВНУТРЕННИМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Ивченко Т.Г., Король К.О.

В настоящей работе на основании анализа тепловых потоков разработана методика определения температурного поля в лезвии режущего инструмента при использовании каналов внутреннего охлаждения. Выполнен анализ возможностей снижения температур в зоне резания. Методика может найти широкое применение для определения тепловых потоков и температур в лезвиях различных инструментов с внутренним охлаждением.

АНАЛІЗ МОЖЛИВОСТЕЙ ЗНИЖЕННЯ ТЕМПЕРАТУРИ РІЗАННЯ З ВИКОРИСТАННЯМ  
ІНСТРУМЕНТА З ВНУТРІШНІМ ОХОЛОДЖЕННЯМ

Т.Г. Івченко, К.А. Король

В представленій роботі на підставі аналізу теплових потоків розроблена методика визначення температурного поля в лезві різального інструменту при використанні каналів внутрішнього охолодження. Виконаний аналіз можливостей зниження температур в зоні різання. Методика може знайти широке застосування для визначення теплових потоків і температур в лезах різних інструментів з внутрішнім охолодженням.

ANALYSIS OF POSSIBILITIES OF THE CUTTING TEMPERATURE DECLINE  
AT THE USE OF CUTTING TOOL WITH INTERNAL COOLING

T.G. Ivchenko, K.A. Korol

In the presented work on the basis of analysis of thermal streams the method of determination of the temperature field in the blade of tool piece at the use of of the internal cooling is presented. The analysis of possibilities of temperatures decline in the area of cutting is given. A method can find a wide use for determination of thermal streams and temperatures in the blades of different tools with the internal cooling.

Ключевые слова: тепловой поток, температура, охлаждающая среда, канал цилиндрический.

Ключові слова: тепловий потік, температура, охолоджуюче середовище, канал циліндричний.

Key words: thermal streams, temperature, environment cooling, cylindrical channel

Дата надходження статті: 21 листопада 2012 р.

УДК 621.9

**Охріменко О.А.**  
 НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна  
*itm@kpi.ua*

## ФОРМОУТВОРЕННЯ ПОВЕРХНІ ЗУБЧАСТИХ КОСОЗУБИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС ПРИ ЗУБОФРЕЗЕРУВАННІ

### Вступ

Існуюча загальна теорія формоутворення поверхні зубчастих коліс при зубофрезеруванні черв'ячними фрезами ґрунтується на багатьох припущеннях. Одним із таких є те, що процес формоутворення при зубофрезеруванні черв'ячними фрезами представляється, як процес формоутворення плоскою рейкою [3, 4], що зводить цю задачу до вирішення у площині, це не зовсім вірно. І це також не пояснює багатьох розбіжностей у порівнянні результатів такого моделювання з поверхнею реально оброблених зубчастих косозубих коліс, що не можуть бути віднесені до похибок від технологічної системи викликаними явищами, що супроводжують процес різання. Також є моделі вирішення цієї задачі у просторі [1], однак вони вирішували цю задачу тільки для випадку прямозубих зубчастих коліс, питання косозубих коліс не розглядалося. Не розглядалось формоутворення для усіх ділянок складно профільної вихідної поверхні черв'ячної фрези, а тільки для окремих її частин бічна сторона, округла частина спряження бічної сторони та вершини зуба. Вирішення цих питань є нагальною потребою для розробки загальної теорії формоутворення поверхні зубчастих коліс при зубофрезеруванні черв'ячними фрезами, що дасть змогу створити на цій базі сучасний САПР цього інструменту та розробити нові прогресивні конструкції.

Для цього необхідно було розробити узагальнену схему формоутворення циліндричних зубчастих коліс при зубофрезеруванні черв'ячними фрезами. Така схема повинна враховувати формоутворення не тільки прямозубих зубчастих коліс черв'ячними фрезами, але й косозубих і також на базі цих коліс необхідно розглянути варіант формоутворення зубчастих коліс з профільною модифікацією колеса у вздовж ширини зуба, що також є актуальним у використанні таких коліс в сучасних машинах та механізмах.

### Схема формоутворення зубчастих коліс

Розглянемо схему формоутворення поверхні косозубого зубчастого колеса вихідною інструментальною поверхнею черв'ячної фрези рис.1.

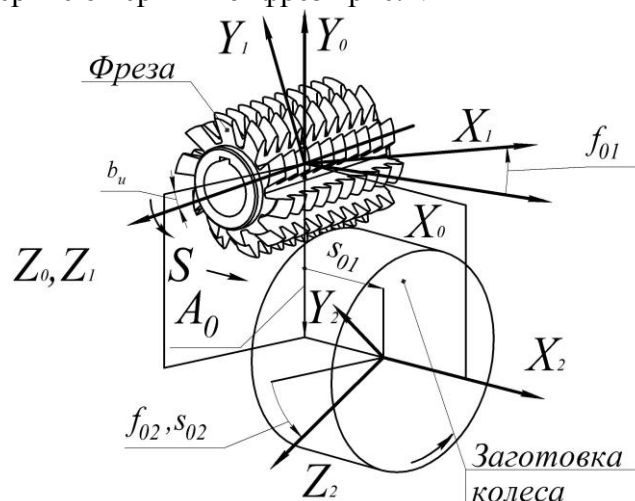


Рис.1. Розрахункова схема формоутворення косозубих зубчастих коліс черв'ячними фрезами.

Маємо 3 системи координат:

-  $S_0(X_0Y_0Z_0)$  – нерухома система координат пов'язана з зубофрезерними верстатом, вісь  $Z_0$  співпадає з віссю шпинделя верстата;

-  $S_1(X_1Y_1Z_1)$  – рухома система координат пов'язана з черв'ячною фрезою, вісь  $Z_1$  співпадає з віссю фрези, система обертається навколо осі  $Z_0$  і рухається поступально уздовж осі  $X_2$ ;

-  $S_2(X_2Y_2Z_2)$  – рухома система координат пов'язана з колесом, що нарізається, вісь  $X_2$  співпадає з віссю колеса, система обертається навколо осі  $X_2$ ;

Розглянувши дану схему формоутворення отримуємо, що в системі присутні два незалежні між собою рухи, це сумісне обертання фрези а і колеса навколо свої осей – рух обкату, та гвинтовий рух фрези відносно осі колеса, що приводить до утворення косозубих коліс рух подачі. При виродженні гвинтового руху фрези відносно осі колеса в прямолінійний, це відповідає формоутворенню прямозубих зубчастих коліс.

Рух обкату будемо позначати через к-нт.  $f$ , рух подачі будемо позначати через к-нт.  $s$ .

Позначимо наступні параметри руху в системі: для руху обкату  $f_{01}$  – обертання фрези навколо своєї осі,  $f_{02}$  – обертання колеса навколо своєї осі; для руху обкату подачі,  $s_{01}$  – прямолінійний рух фрези при її гвинтовому русі відносно осі колеса,  $s_{02}$  – обертання колеса навколо своєї осі при гвинтовому русі фрези відносно осі колеса.

Зв'язок між параметрами руху буде наступним:

$$i_{12} = \frac{f_{01}}{f_{02}} = \frac{k_f}{Z_k}; s_{01} = p_k s_{02}, \quad (1)$$

, де:  $i_{12}$  - передаточне відношення при русі обкату,  $k_f$  – кількість заходів фрези,  $Z_k$  – число зубів колеса, що нарізається,  $p_k$  – параметр гвинтової поверхні косозубого колеса.

Параметр гвинтової поверхні косозубого колеса знайдеться за наступною залежністю:

$$p_k = \frac{mZ_k}{2 \sin b_k}, \quad (2)$$

,де:  $m$  – модуль зубчастого колеса, що нарізається,  $b_k$  – кут нахилу зубців косозубого колеса.

Зв'язок між системами координат запишемо в матрично-структурному вигляді наступним чином:

$$R2 = m_{20s} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R1, \quad (3)$$

,де:  $R1, R2$  – радіус вектор точки в системі пов'язаною з фрезою та колесом відповідно  $m_{01}, m_{02}, m_{20f}, m_{20s}$  - матриці перетворень координатних систем і з врахуванням (1), (2) для однозаходних фрез, як найбільш поширеного випадку вони запишуться наступним чином:

$$m_{01} = \begin{pmatrix} \cos f_{01} & -\sin f_{01} & 0 & 0 \\ \sin f_{01} & \cos f_{01} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}; m_{20} = \begin{pmatrix} \cos b_u & 0 & \sin f_{01} & 0 \\ 0 & 1 & 0 & A_0 \\ -\sin b_u & 0 & \cos b_u & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}; \quad (4)$$

$$m_{20f} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(i_{12}f_{01}) & -\sin(i_{12}f_{01}) & 0 \\ 0 & \sin(i_{12}f_{01}) & \cos(i_{12}f_{01}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}; m_{20s} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & p_k \cdot s_{02} \\ 0 & \cos s_{02} & -\sin s_{02} & 0 \\ 0 & \sin s_{02} & \cos s_{02} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix};$$

, де  $b_u$  – кут розвороту фрези відносно осі колеса,  $A_0$  – відстань між осями обертання фрези та колеса.

Кут розвороту фрези  $b_u$  розраховується за залежністю:

$$b_u = -(b_k - b_f), \quad (5)$$

, де  $b_f$  – кут нахилу гвинтової лінії фрези.

Додатні значення установочних параметрів в залежностях (3), (4), (5) приведені для випадку нарізання правими фрезами правих зубчастих коліс, у випадку нарізання лівими фрезами, або лівих зубчастих коліс необхідно значення  $b_f, b_u$  підставляти з від'ємними значеннями.

В загальному випадку вихідна інструментальна поверхня фрези є гвинтовою поверхнею, що складається з декількох ділянок, а саме бічні сторони, вершинна ділянка і поверхні спряження бічних ділянок з вершинами. Рівняння вихідної інструментальної поверхні черв'ячної фрези в загальному вигляді по повному профілю в параметричній формі запишеться наступним чином:

$$RI_i(t, u) = \begin{pmatrix} x_{I_i}(t, u) \\ y_{I_i}(t, u) \\ z_{I_i}(t, u) \\ 1 \end{pmatrix}, \quad (6)$$

, де  $x_i(t, u)$ ,  $y_i(t, u)$ ,  $z_i(t, u)$  – параметричні функції що описують вихідну інструментальну поверхню фрези проекції по відповідними осям координат,  $i$ - індекс, що відповідає за кількість складових ділянок поверхні фрези,  $t, u$  – параметричні координати, що описують поверхню фрези.

Визначати поверхню зубчастого колеса будемо, як огинаючу поверхню при русі фрези відносно колеса при зубофрезеруванні. Так, як в системі присутні два незалежні одне від одного рухи то при визначенні поверхні спряженого колеса з вихідною інструментальною поверхнею фрези необхідно розглянути сумісно два рівняння контакту, відповідно для кожної ділянки вихідної інструментальної поверхні фрези:

$$R2_i(t, u, f_{01}, s_{02}), \quad NV_{fi} = 0, \quad NV_{si} = 0, \quad (7)$$

, де  $R2_i$  – рівняння поверхні фрези в системі пов'язаній з зубчастим колесом,  $NV_{fi}$ ,  $NV_{si}$ , – рівняння контакту при русі фрези від зміни параметру  $f_{01}$  та  $s_{02}$ .

Рівняння контакту згідно [3] запишуться в наступному вигляді:

$$R2(t, u, f_{01}, s_{02}) = m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI(t, u)$$

$$NV_{fi} = \begin{vmatrix} \frac{\partial R2_{Xi}(t, u, f_{01}, s_{02})}{\partial t} & \frac{\partial R2_{Yi}(t, u, f_{01}, s_{02})}{\partial t} & \frac{\partial R2_{Zi}(t, u, f_{01}, s_{02})}{\partial t} \\ \frac{\partial R2_{Xi}(t, u)}{\partial u} & \frac{\partial R2_{Yi}(t, u)}{\partial u} & \frac{\partial R2_{Zi}(t, u)}{\partial u} \\ \frac{\partial R2_{Xi}(t, u)}{\partial f_{01}} & \frac{\partial R2_{Yi}(t, u)}{\partial f_{01}} & \frac{\partial R2_{Zi}(t, u)}{\partial f_{01}} \end{vmatrix} =$$

$$\begin{vmatrix} \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Xi}(t, u)}{\partial t} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Yi}(t, u)}{\partial t} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Zi}(t, u)}{\partial t} \\ \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Xi}(t, u)}{\partial u} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Yi}(t, u)}{\partial u} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Zi}(t, u)}{\partial u} \\ \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Xi}(t, u)}{\partial f_{01}} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Yi}(t, u)}{\partial f_{01}} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Zi}(t, u)}{\partial f_{01}} \end{vmatrix} = 0$$

$$NV_{si} = \begin{vmatrix} \frac{\partial R2_{Xi}(t, u, f_{01}, s_{02})}{\partial t} & \frac{\partial R2_{Yi}(t, u, f_{01}, s_{02})}{\partial t} & \frac{\partial R2_{Zi}(t, u, f_{01}, s_{02})}{\partial t} \\ \frac{\partial R2_{Xi}(t, u)}{\partial u} & \frac{\partial R2_{Yi}(t, u)}{\partial u} & \frac{\partial R2_{Zi}(t, u)}{\partial u} \\ \frac{\partial R2_{Xi}(t, u)}{\partial s_{02}} & \frac{\partial R2_{Yi}(t, u)}{\partial s_{02}} & \frac{\partial R2_{Zi}(t, u)}{\partial s_{02}} \end{vmatrix} =$$

$$\begin{vmatrix} \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Xi}(t, u)}{\partial t} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Yi}(t, u)}{\partial t} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Zi}(t, u)}{\partial t} \\ \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Xi}(t, u)}{\partial u} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Yi}(t, u)}{\partial u} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Zi}(t, u)}{\partial u} \\ \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Xi}(t, u)}{\partial f_{01}} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Yi}(t, u)}{\partial f_{01}} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} RI_{Zi}(t, u)}{\partial f_{01}} \end{vmatrix} = 0, \quad (8)$$

, де  $RI_{Xi}(t, u)$ ,  $RI_{Yi}(t, u)$ ,  $RI_{Zi}(t, u)$ ,  $R2_{xi}(t, u, f_{01}, s_{02})$ ,  $R2_{yi}(t, u, f_{01}, s_{02})$ ,  $R2_{zi}(t, u, f_{01}, s_{02})$  – відповідні складові проекції на осі координат вектора поверхні фрези  $RI$  і сімейства поверхонь  $R2$  утвореним поверхнею фрези при її русі при зубофрезеруванні відносно зубчастого колеса.



Вважаючи те, що два рухи, які задаються зміною параметрів  $f_{01}$  та  $s_{02}$  незалежні одне від одного та рівняння контакту (8) можна спростити, а саме в рівняннях сімейства поверхонь утворених залежністю (3) при записі рівняння контакту від параметру  $f_{01}$  виключити з залежностей матрицю перетворення від руху  $s_{02}$  -  $m_{20s}$  і для рівняння контакту від параметру  $s_{02}$  виключити з залежностей матрицю перетворення від руху  $f_{01}$  -  $m_{20f}$ , тоді рівняння контакту запишуться в наступному вигляді:

$$NV_{fi} = \begin{vmatrix} \frac{\partial m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1X_i}(t,u)}{\partial t} & \frac{\partial m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1Y_i}(t,u)}{\partial t} & \frac{\partial m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1Z_i}(t,u)}{\partial t} \\ \frac{\partial m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1X_i}(t,u)}{\partial u} & \frac{\partial m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1Y_i}(t,u)}{\partial u} & \frac{\partial m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1Z_i}(t,u)}{\partial u} \\ \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1X_i}(t,u)}{\partial f_{01}} & \frac{\partial m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1Y_i}(t,u)}{\partial f_{01}} & \frac{\partial m_{20f} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1Z_i}(t,u)}{\partial f_{01}} \end{vmatrix} = 0$$

$$NV_{si} = \begin{vmatrix} \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1X_i}(t,u)}{\partial t} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1Y_i}(t,u)}{\partial t} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1Z_i}(t,u)}{\partial t} \\ \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1X_i}(t,u)}{\partial u} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1Y_i}(t,u)}{\partial u} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1Z_i}(t,u)}{\partial u} \\ \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1X_i}(t,u)}{\partial f_{01}} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1Y_i}(t,u)}{\partial f_{01}} & \frac{\partial m_{20l} \cdot m_{20} \cdot m_{01} R_{1Z_i}(t,u)}{\partial f_{01}} \end{vmatrix} = 0 \tag{9}$$

Вихідна інструментальна поверхня (ВІП) фрези є гвинтовою поверхнею і для стандартного профілю фрези згідно ГОСТ 9324-80 вона представляє собою комбінацію сполучення прямих ділянок і дуг кіл, які плавно спряжені між собою. Такий твірний профіль (рис.2) складається з 5 ділянок позначених, як 12, 23, 34, 45, 56. З них ділянка 12, 56 – бічні робочі поверхні ВІП фрези, ділянка 34 – ділянка вершинної поверхні зуба, ділянки 23, 45 – заокруглення при вершині зуба фрези радіусом  $r_{pa0}$ , що з'єднують бічні сторони і вершинну ділянку.

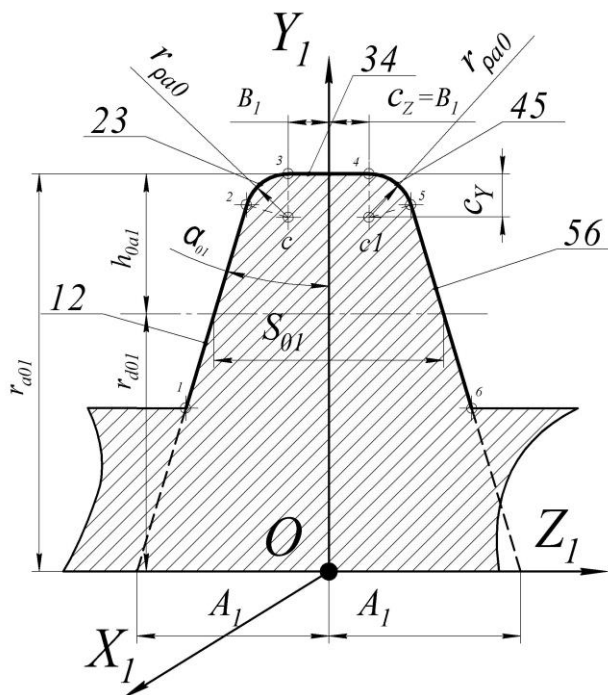


Рис.2. Твірний профіль вихідної інструментальної поверхні стандартної черв'ячної фрези.

Тоді рівняння кожної ділянки ВІП фрези запишеться наступним чином:

$$\begin{aligned}
RI_{12} &= \begin{pmatrix} u \cos a_{01} \cos t - \sin b_{f1} \sin t \cdot (A_1 - u \cdot \sin a_{01}) \\ u \cos a_{01} \sin t + \sin b_{f1} \cos t \cdot (A_1 - u \cdot \sin a_{01}) \\ p_f \cdot t - \cos b_{f1} \cdot (A_1 - u \cdot \sin a_{01}) \\ 1 \end{pmatrix}; \\
RI_{23} &= \begin{pmatrix} \cos t (c_y - r_{\rho a 01} \cdot \sin \mu) - \sin b_{f1} \sin t \cdot (c_z + r_{\rho a 01} \cdot \cos \mu) \\ \sin t (c_y - r_{\rho a 01} \cdot \sin \mu) + \sin b_{f1} \cos t \cdot (c_z + r_{\rho a 01} \cdot \cos \mu) \\ p_f \cdot t - \cos b_{f1} \cdot (c_z + r_{\rho a 01} \cdot \cos \mu) \\ 1 \end{pmatrix}; \\
RI_{34} &= \begin{pmatrix} r_{a01} \cos t - \sin b_{f1} \sin t \cdot (u - B_1) \\ r_{a01} \sin t - \sin b_{f1} \cos t \cdot (u - B_1) \\ p_f \cdot t - \cos b_{f1} \cdot (u - B_1) \\ 1 \end{pmatrix}; \\
RI_{45} &= \begin{pmatrix} \cos t (c_y - r_{\rho a 01} \cdot \sin \mu) - \sin b_{f1} \sin t \cdot (-c_z + r_{\rho a 01} \cdot \cos \mu) \\ \sin t (c_y - r_{\rho a 01} \cdot \sin \mu) + \sin b_{f1} \cos t \cdot (-c_z + r_{\rho a 01} \cdot \cos \mu) \\ p_f \cdot t - \cos b_{f1} \cdot (-c_z + r_{\rho a 01} \cdot \cos \mu) \\ 1 \end{pmatrix}; \\
RI_{56} &= \begin{pmatrix} u \cos a_{01} \cos t - \sin b_{f1} \sin t \cdot (-A_1 + u \cdot \sin a_{01}) \\ u \cos a_{01} \sin t + \sin b_{f1} \cos t \cdot (-A_1 + u \cdot \sin a_{01}) \\ p_f \cdot t - \cos b_{f1} \cdot (-A_1 + u \cdot \sin a_{01}) \\ 1 \end{pmatrix}; \quad (10)
\end{aligned}$$

, де  $r_{a01}$  – радіус вершин зубів фрези,  $r_{\rho a 01}$  – радіус округлень вершин зубів фрези,  $u$  – змінний параметр, що відповідає за положення точки на прямолінійній твірній профілю,  $\mu$  – змінний параметр, що відповідає положенню точки на округлій частині твірній,  $t$  – змінний параметр, що відповідає за утворення твірними гвинтової поверхні,  $p_f$  – параметр гвинтової поверхні фрези,  $A_1$  – параметр, що відповідає за симетричне розташування бічних твірних профілю, ділянка 12, 56 відносно  $Y_1$  осі координат,  $B_1$  – параметр, що відповідає за симетричне розташування вершинної твірної профілю, ділянка 34 відносно  $Y_1$  осі координат,  $c_z, c_y$  – параметри координат центру розташування дуг кіл округлень зубів при вершині, відповідно по осі  $Z_1$  і  $Y_1$ ,  $a_{01}$  – кут нахилу твірної бічної сторони,  $b_{f1}$  – кут нахилу площини в якій розташований твірний профіль зуба до площини  $Z_1 Y_1$ , для архімедових фрез  $b_{f1}=0$ , для конволютних  $b_{f1}=b_f$ .

Параметри  $A_1, B_1, c_z, c_y$  розраховуються за наступними залежностями:

$$A_1 = \frac{S_{01}}{2 \cos(b_f - b_{f1})} + r_{d01} \operatorname{tg} \alpha_{01}; B_1 = A_1 - (r_{a01} - r_{\rho a 01}) \cdot \operatorname{tg} \alpha_{01} - \frac{r_{a01}}{\cos \alpha_{01}}; c_z = B_1; c_y = r_{a01} - r_{\rho a 01}, \quad (11)$$

,де  $S_{01}$  – товщина зуба фрези на ділільному діаметру фрези.

Для опису робочих ділянок профілю ВП фрези параметри  $t$  і  $\mu$  повинні змінюватись в наступних межах:

$$\text{ділянка 12,56; } u_{\min} = \frac{r_{f01}}{\cos \alpha_{01}}; u_{\max} = \frac{r_{a01} - r_{\rho a 01} (1 - \sin \alpha_{01})}{\cos \alpha_{01}}; \text{ділянка 34; } u_{\min} = 0; u_{\max} = 2B_1; \quad (12)$$

$$\text{ділянка 23; } \mu_{\min} = 0.5\pi; \mu_{\max} = \pi - \alpha_{01}; \text{ділянка 45; } \mu_{\min} = \alpha_{01}; \mu_{\max} = 0.5\pi;$$

### Розв'язок рівняння контакту

Підставивши залежності (9) в (10) отримуємо рівняння контакту поверхні фрези з поверхнею колеса, так як поверхня колеса є гвинтовою циліндричною поверхнею постійного кроку то параметр руху  $s_{02}$  буде виключений з другого рівняння контакту від параметру руху  $s_{02}$  [3] тому що, лінія контакту при утворенні циліндричних гвинтових поверхонь з постійними твірними є сталою кривою і не залежить від руху фрези відносно колеса обумовленого параметром  $s_{02}$ , тоді система рівняння контакту запишеться наступним чином:

$$\begin{aligned} R2_i(t, u, f_{01}, s_{02}), \\ NV_f i(t, u, f_{01}) = 0, \\ NV_s i(t, u, f_{01}) = 0 \end{aligned} \quad (13)$$

Система рівнянь контакту (13) має 2 - рівняння і 3 невідомі  $t$ ,  $u$  або  $\mu$ ,  $f_{01}$  для її розв'язку необхідно зменшити кількість невідомих, для цього при розв'язку систем рівнянь (13) фіксуємо значення параметру  $u$  для прямолінійних ділянок твірної профілю і  $\mu$  для округлих ділянок профілю і розв'язуємо систему з 2-х рівнянь (13), яка вже містить тільки 2 невідомі і є визначеною системою.

В розгорнутому вигляді для прикладу наведено системи рівнянь контакту (14), (15) для прямолінійних ділянок профілю фрези, як найбільш розповсюджених при описі профілю зубів різноманітних черв'ячних фрез:

ä³ÿÿí êà12

$$\begin{aligned} NV_{f_{01}12} = & -\frac{1}{8Z_k} (2 \sin(t - a_{01} - b_u + f_{01})u^2 + 2 \sin(t + a_{01} - b_u + f_{01})u^2 + 2 \sin(t - a_{01} + b_u + f_{01})u^2 + \\ & 2 \sin(t + a_{01} + b_u + f_{01})u^2 + \cos(2a_{01} - b_u)A_0u + 6 \cos(b_u)A_0u + \cos(2a_{01} + b_u)A_0u + \cos(t + 2a_{01} - b_u + f_{01}) \\ & A_0u - \cos(t - 2a_{01} - b_u + f_{01})A_0u + \cos(t + 2a_{01} + b_u + f_{01})A_0u - \cos(t - 2a_{01} + b_u + f_{01})A_0u + \sin(2a_{01} - b_u) \\ & p_f u - 6 \sin(b_u)p_f u - \sin(2a_{01} + b_u)p_f u - 2 \cos(2a_{01})p_f Z_k u - 6 p_f Z_k u - 2 \sin(a_{01} - b_u)A_0^2 - 2 \sin(a_{01} + b_u)A_0^2 \\ & + 2t \cos(t - a_{01} - b_u + f_{01})p_f^2 + 2t \cos(t + a_{01} - b_u + f_{01})p_f^2 + 2t \cos(t - a_{01} + b_u + f_{01})p_f^2 + \\ & 2t \cos(t + a_{01} + b_u + f_{01})p_f^2 + 2 \cos(a_{01} - b_u)A_0 p_f - 2 \cos(a_{01} + b_u)A_0 p_f - 2 \cos(t - a_{01} - b_u + f_{01}) \\ & A_0 p_f - 2 \cos(t + a_{01} - b_u + f_{01})A_0 p_f + 2 \cos(t - a_{01} + b_u + f_{01})A_0 p_f + 2 \cos(t + a_{01} + b_u + f_{01})A_0 p_f - \\ & 2 \sin(a_{01}) \sin(2b_{f_{01}}) (u \sin(a_{01}) - A_0) (2 \sin(t + f_{01}) (\sin(b_u)A_0 + \cos(b_u)p_f) - 2t \cos(b_u) \cos(t + f_{01})p_f) - \\ & 8 \cos(a_{01}) \cos(b_{f_{01}}) (tu \cos(b_u) \sin(a_{01}) \sin(t + f_{01})p_f + \cos(t + f_{01}) (u \sin(a_{01}) \sin(b_u)A_0 + \cos(b_u) (u \sin(a_{01}) \\ & - A_0) p_f)) - 4 \sin(b_{f_1}) (\cos(t + f_{01}) (\cos(b_u) (u \cos(2a_{01}) - 3)A_0 + 2 \sin(a_{01}) (u^2 + A_0^2)) - 2 \sin(a_{01}) \sin(b_u) \\ & A_0 p_f) - 2t \cos(b_u) \sin(a_{01}) \sin(t + f_{01})p_f^2 + 4 \sin(a_{01}) A_0 p_f Z_k - 4 \cos(2b_{f_{01}}) \sin(a_{01}) (A_0 - u \sin(a_{01})) \\ & (p_f (\sin(b_u) + Z_k) - \cos(b_u)A_0)) = 0 \end{aligned} \quad (14)$$

ä³ÿÿí êà12

$$\begin{aligned} NV_{s_{02}12} = & \frac{1}{8} (-2 \sin(t - a_1 - b_u + f_1)u^2 - 2 \sin(t + a_1 - b_u + f_1)u^2 - 2 \sin(t - a_{01} + b_u + f_{01})u^2 - \\ & 2 \sin(t + a_{01} + b_u + f_{01})u^2 - \cos(2a_{01} - b_u)A_0u - 6 \cos(b_u)A_0u - \cos(2a_{01} + b_u)A_0u - \cos(t + 2a_{01} - b_u + f_{01}) \\ & A_0u + \cos(t - 2a_{01} - b_u + f_{01})A_0u - \cos(t + 2a_{01} + b_u + f_{01})A_0u + \cos(t - 2a_{01} + b_u + f_{01})A_0u - \sin(2a_{01} - b_u) \\ & p_f u + 6 \sin(b_u)p_f u + \sin(2a_{01} + b_u)p_f u + \sin(2a_{01} - b_u)p_k u - 6 \sin(b_u)p_k u - \sin(2a_{01} + b_u)p_k u + \\ & 2 \sin(a_{01} - b_u)A_0^2 + 2 \sin(a_{01} + b_u)A_0^2 - 2t \cos(t - a_{01} - b_u + f_{01})p_f^2 - 2t \cos(t + a_{01} - b_u + f_{01})p_f^2 - 2t \\ & \cos(t - a_{01} + b_u + f_{01})p_f^2 - 2t \cos(t + a_{01} + b_u + f_{01})p_f^2 - 2 \cos(a_{01} - b_u)A_0 p_f + 2 \cos(a_{01} + b_u)A_0 p_f + \\ & 2 \cos(t - a_{01} - b_u + f_{01})A_0 p_f + 2 \cos(t + a_{01} - b_u + f_{01})A_0 p_f - 2 \cos(t - a_{01} + b_u + f_{01})A_0 p_f - \\ & 2 \cos(t + a_{01} + b_u + f_{01})A_0 p_f + 8 \cos(a_{01}) \cos(b_{f_{01}}) (tu \cos(b_u) \sin(a_{01}) \sin(t + f_{01})p_f + \cos(t + f_{01}) \\ & (u \sin(a_{01}) (\sin(b_u)A_0 + \cos(b_u) (p_f - p_k)) - \cos(b_u)A_0 p_f)) - 2 \sin(a_{01}) \sin(2b_{f_{01}}) (u \sin(a_{01}) - A_0) \\ & (2t \cos(b_u) \cos(t + f_{01})p_f - 2 \sin(t + f_{01}) (\sin(b_u)A_0 + \cos(b_u) (p_f - p_k))) + 2 \cos(a_{01} - b_u)A_0 p_k - \\ & 2 \cos(a_{01} + b_u)A_0 p_k - 2 \sin(t - a_{01} - b_u + f_{01})p_f p_k - 2 \sin(t + a_{01} - b_u + f_{01})p_f p_k - 2 \sin(t - a_{01} + b_u + f_{01}) \\ & p_f p_k - 2 \sin(t + a_{01} + b_u + f_{01})p_f p_k + 4 \cos(2b_{f_1}) \sin(a_{01}) (u \sin(a_{01}) - A_0) (\cos(b_u)A_0 + \sin(b_u) (p_k - p_f)) + \\ & 4 \sin(b_{f_{01}}) (\cos(t + f_{01}) (\cos(b_u) (u \cos(2a_{01}) - 3)A_0 + 2 \sin(a_1) (u^2 + A_0^2 + p_f p_k)) - 2 \sin(a_{01}) \sin(b_u)A_0 p_f) - \\ & 2t \cos(b_u) \sin(a_{01}) \sin(t + f_{01})p_f^2 = 0 \end{aligned} \quad (15)$$

За отриманими залежностями були розраховані поверхні косових зубчастих коліс при їх формуванні ВПІ черв'ячної фрези по повному профілю, побудовані лінії контакту поверхні фрези з поверхнею колеса (рис.3).

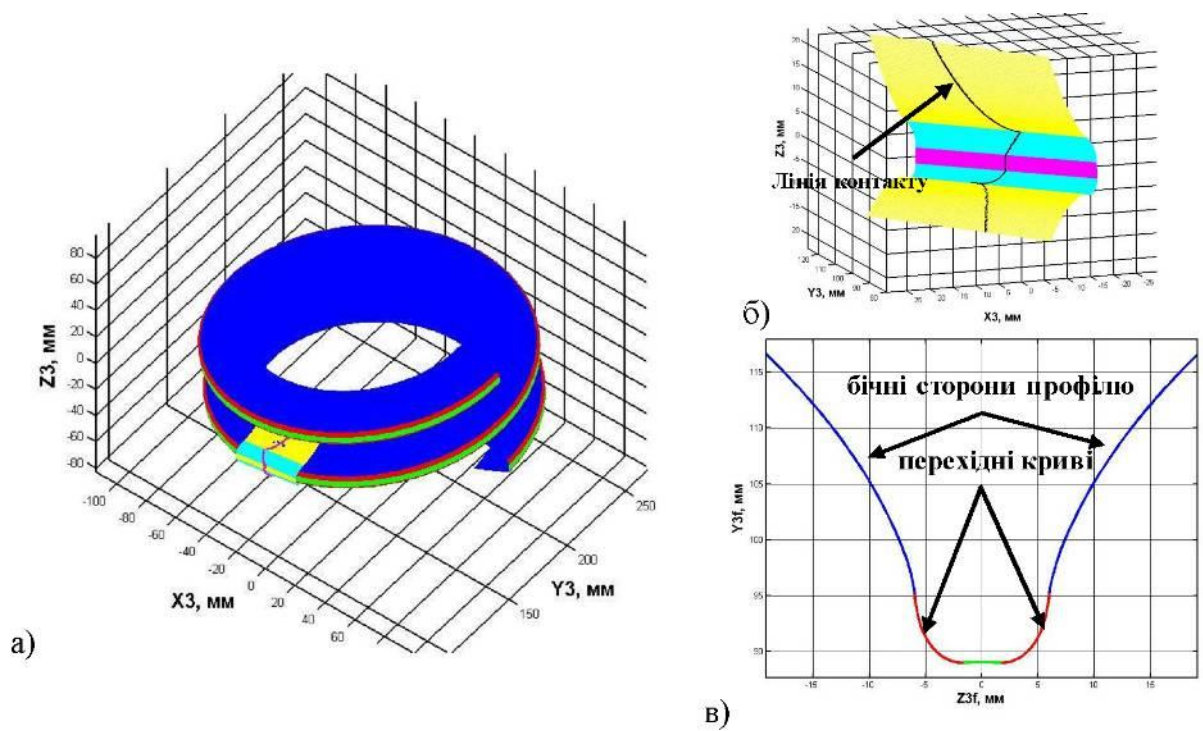


Рис.3. Розрахунок спряженої поверхні зубчастого колеса з ВІП фрези. Параметри фрези - конволютна однозаходна,  $t=10\text{мм}$ ,  $d_{a01}=180\text{мм}$ ,  $r_{pa01}=2\text{мм}$ ; колеса  $Z_k=20$ ,  $a_n=20^\circ$ ,  $b_k=10^\circ$ . а) зачеплення ВІП фрези та колеса, б) лінія контакту ВІП фрези на поверхні колеса, в) повний профіль западини колеса в торцевому перерізі.

Відомо, що для прямозубих зубчастих коліс мінімальна кількість зубів, що може бути нарізана на профілі без підрізання 17, для косозубих коліс ця величина збільшується [2] в тому випадку коли вони утворені рейкою. При дослідженні умов формоутворення зубчастих коліс ВІП фрези було встановлено, що ця умова не підрізання для зубчастих коліс утворених рейкою не придатна для коліс утворених фрезою рис. 4, що пов'язано з просторовим характером зачеплення фреза колесо – на профілі бічної сторони зуба при  $Z_k=17$  існує точка повернення, а значить існує підрізання бічного профілю зубчастого колеса.

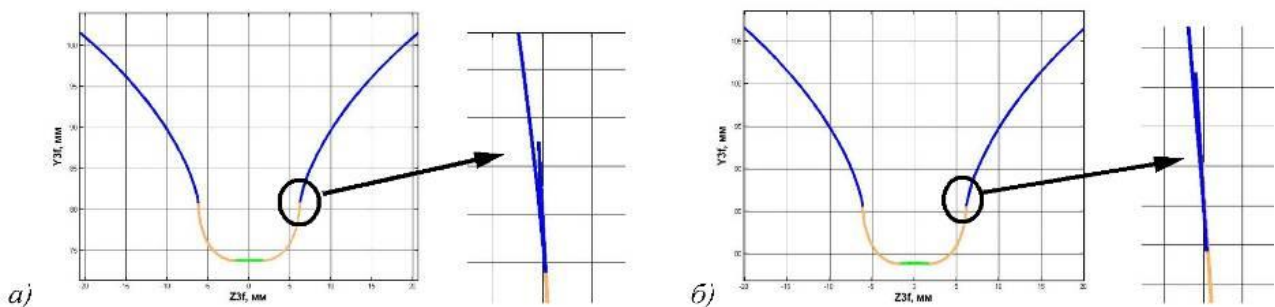


Рис.4. Розрахунок повного профілю западини колеса в торцевому перерізі з ВІП фрези Параметри: фрези - конволютна однозаходна,  $t=10\text{мм}$ ,  $d_{a01}=180\text{мм}$ ,  $r_{pa01}=2\text{мм}$ ; колеса  $a_n=20^\circ$ ,  $b_k=10^\circ$  і визначення точки повернення на бічному профілі зубчастого колеса: а)  $Z_k=17$ , б)  $Z_k=18$ .

Пояснення цього явища потребує більш детальних досліджень в підрізання поверхонь утворених при двопараметричному огинанні.

### Висновок

В роботі розглянуто моделювання процесу формоутворення поверхні зубчастих косозубих коліс при зубофрезеруванні з врахуванням всіх рухів, які здійснює фреза-інструмент та колесо один відносно одного. Отримані рівняння контакту по повному

профілю зубчастого колеса, а саме – бічна поверхня, поверхня перехідних кривих, поверхня западини, що дозволяють визначити спряжену поверхню косозубого зубчастого колеса з ВП черв'ячної фрези. При дослідженні умов формоутворення зубчастих коліс фрезами було встановлено, що умова не підрізання для зубчастих коліс 17 утворених рейкою не придатна для коліс утворених фрезою, що пов'язано з просторовим характером зачеплення фрези колесо.

**Перелік джерел літератури:** 1.Богуслаєв В.О. Формоутворення черв'ячних зуборізних фрез/ Богуслаєв В.О., Равська Н.С., Качан О.Я., Балушок К.Б., Мозговий В.Ф., Охріменко О.А. //, - Запоріжжя, вид. ВАТ «Мотор Січ», 2007 р. – 179с 2.Гинзбург Е.Г. Зубчатые передачи: Справочник/ Гинзбург Е.Г - Л.: Машиностроение, 1980. - 416 с. 3.Родин П. Р. Основы формообразования поверхностей резанием/ Родин П. Р. - К.: Выща школа, 1977. – 190 с. 4.Цвис Ю.В. Профилирование режущего обкатного инструмента/ Цвис Ю.В. - М.: Машгиз, 1961. - 156 с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

## ФОРМОУТВОРЕННЯ ПОВЕРХНІ ЗУБЧАСТИХ КОСОЗУБИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС ПРИ ЗУБОФРЕЗЕРУВАННІ.

Охріменко О.А.

Існуюча загальна теорія формоутворення поверхні зубчастих коліс при зубофрезеруванні черв'ячними фрезами ґрунтується на багатьох припущеннях. Одним із таких є те, що процес формоутворення при зубофрезеруванні черв'ячними фрезами представляється, як процес формоутворення плоскою рейкою що зводить цю задачу до вирішення у площині, це не зовсім вірно. В роботі розглянуто моделювання процесу формоутворення поверхні зубчастих косозубих коліс при зубофрезеруванні з врахуванням всіх рухів, які здійснює фреза-інструмент та колесо один відносно одного. Отримані рівняння контакту по всьому профілю зубчастого колеса, а саме – бічна поверхня, поверхня перехідних кривих, поверхня западини, що дозволяють визначити спряжену поверхню косозубого зубчастого колеса з вихідною інструментальною поверхнею черв'ячної фрези.

## ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТИ ЗУБЧАТЫХ КОСОЗУБЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ПРИ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИИ.

Охрименко А.А.

Существующая общая теория формообразования поверхности зубчатых колес при зубофрезеровании червячными фрезами основывается на многих допущениях. Одним из таких является то, что процесс формообразования при зубофрезеровании червячными фрезами представляется как процесс формообразования плоской рейкой, что сводит эту задачу к решению в плоскости, это не совсем верно. В работе рассмотрены моделирование процесса формообразования поверхности зубчатых косозубых колес при зубофрезеровании с учетом всех движений, которые осуществляет фреза-инструмент и колесо друг друга. Полученные уравнения контакта по всему профилю зубчатого колеса, а именно - боковая поверхность, поверхность переходных кривых, поверхность впадины, позволяющие определить сопряженную поверхность косозубого зубчатого колеса с исходной инструментальной поверхностью червячной фрезы.

## SHAPING THE SURFACE OF THE TOOTH HELICAL GEARS FOR HOBGING.

Okhrimenko A.

There is a general theory of formation at the surface of the gear hobbing worm mills based on many assumptions. One of these is the fact that the process of formation for hobbing worm mills is the process of forming a flat rack that reduces this problem to the solution in the plane, this is not entirely true. In this paper the simulation of forming surfaces of gear hobbing helical gears in the light of all movements, which provides tool and cutter wheel to each other. The resulting equations of contact for the entire profile of the gear - namely, the lateral surface, the surface transition curves, surface depressions for determining mating surface helical gears with the original instrumental hob surface.

Ключевые слова: червячные фрезы, косозубые зубчатые колеса, моделирование.

Ключові слова: черв'ячні фрези, косозубі зубчасті колеса, моделювання.

Keywords: hobs, tooth helical gears, simulation.

Дата надходження статті: 18 жовтня 2012 р.

УДК 621.95:658.5

**Кобельник В.Р.**

ТНТУ ім. Івана Пулюя, м. Тернопіль, Україна

*V.Kobelnyk@ukr.net***ЕФЕКТИВНІСТЬ КЕРОВАНОГО ПРОЦЕСУ СВЕРДЛІННЯ НАСКРІЗНИХ  
ОТВОРІВ ШЛЯХОМ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЗМІНИ ПОДАЧІ*****Постановка проблеми, її актуальність та аналіз існуючих джерел.***

Загальна трудомісткість механічної обробки містить в собі вагому частину свердлильних робіт, які за даними [20] становлять: 6...7% в одиничному і дрібносерійному виробництвах, 10...12% у середньосерійному і до 20...30% в масовому виробництві.

На даний час як у вітчизняному, так і закордонному виробництвах спостерігається тенденція, коли багато операцій, які здійснювались на розточувальних верстатах, переводять на дешевші й простіші вертикально-свердлильні верстати (ВСВ). Автотракторні заводи, наприклад, мають свердлильних верстатів у 6...10 разів більше, ніж розточувальних [20]. Слід зазначити, що в автомобіле-тракторному виробництві широко використовуються спеціальні верстати для отримання отворів різного діаметра, в тому числі наскрізних, де одночасно здійснюється процес різання свердлами різних діаметрів. Це дає змогу стверджувати, що собівартість свердлильних операцій суттєво впливає на загальну собівартість готової продукції.

Аналіз відомих літературних джерел [8, 9, 12] показує, що при свердлінні наскрізних отворів під дією осьового зусилля  $P_o$  виникають пружні деформації деталей механізму подачі ВСВ, що призводить до накопичення потенціальної енергії, яка в свою чергу, при виході інструмента із тіла заготовки може спричинити значне збільшення подачі, і як результат, приблизно в 1,75 – 1,85 рази [8, 21] збільшення крутного моменту, що може бути причиною поломки свердла. Через те, в процесі свердління наскрізних отворів величину подачі рекомендують встановлювати на 20...25% [4, 13], а в деяких випадках – у 1,35...1,45 рази [3] і, навіть, у 2 рази [5] меншу по відношенню до подачі  $S_2$ , яка призначається при свердлінні глухих отворів.

Таке зменшення подачі на всій глибині отвору призводить до збільшення шляху різання, підвищення трудомісткості операцій та інтенсивності зношування свердла і в кінцевому результаті до зниження ефективності обробки. З метою недопущення такого стану запропоновано ряд пристроїв [1, 2, 11, 14], які забезпечують зменшення подачі на ВСВ тільки на етапі вривання та на етапі виходу інструменту із тіла оброблюваної заготовки, залишаючи на етапі усталеного процесу різання подачу  $S_2$ . Окрім цього зміну подачі на цих етапах при свердлінні наскрізних отворів можна забезпечити такими системами та програмами керування металорізальними верстатами, як гідропривід, електромеханічний привід, електромагнітний привід, профіль кулачків залежно від використовуваного обладнання, верстатів з ЧПК, верстатів автоматів з кулачковим керуванням, агрегатних верстатів.

Позаяк, використання таких пристроїв дозволить здійснювати усталений процес свердління наскрізних отворів на максимально допустимих значеннях подачі, які призначаються при свердлінні глухих отворів, то це сприятиме зростанню продуктивності обробки за рахунок зменшення основного часу. Як показує аналіз існуючих літературних джерел [7, 16, 17], присвячених техніко-економічним показникам технологічних процесів та ефективності окремих видів обробки, питання ефективності процесу свердління наскрізних

отворів шляхом зміни подачі на етапах врізання інструменту та виходу із тіла заготовки не висвітлено. Окрім цього, зменшення подачі при виході свердла із тіла заготовки, як показали експериментальні дослідження автора і дані подані в [15], призводить до значного зменшення, а особливо при свердлінні отворів у пластичних матеріалах (мідь, алюміній, нержавіючі сталі), величини задирок, що безперечно скоротить основний час при наступній операції – зрізання задирок. Тому отримання залежностей для визначення складових ефективності при використанні запропонованих автором конструкторсько-технологічних рішень [14] на основі зменшення основного часу є актуальним при вирішенні даної проблеми.

### ***Мета роботи***

Отримати залежність, для визначення економічного ефекту від використання запропонованих конструкторсько-технологічних рішень.

### ***Основні завдання***

**1.** Отримати залежність для визначення основного часу при свердлінні наскрізних отворів за запропонованою технологією з врахуванням зміни подачі при врізанні та виході свердла з тіла заготовки.

**2.** Для запропонованої технології свердління наскрізних отворів отримати залежності для визначення зменшення витрат на свердління отворів та зрізання задирок у порівнянні з традиційною.

### ***Виклад основного матеріалу.***

Ефективність – це відносний ефект, результативність процесу, операції, проекту, що визначаються як відношення ефекту, результату до вкладень, витрат, які обумовили, забезпечили його отримання [18].

Економічний ефект – корисний результат економічної діяльності, вимірюваний зазвичай різницею між грошовим доходом від діяльності та грошовими витратами на її здійснення [18].

**Прийняті допущення.** **1.** Подача на етапах врізання  $S_{ep}$  свердла в тіло заготовки, та виходу  $S_e$  його із тіла заготовки змінюється пропорціонально відповідно від 0 до  $S_2$  та від  $S_2$  до 0 (тут  $S_2$  – значення подачі, яке призначають при свердлінні глухих отворів) і тому середнє значення подачі на цих етапах приймемо  $S_{ep} \approx S_e \approx 0,5S_2$ . **2.** Довжина етапу виходу свердла із тіла заготовки складається із величини пружно-пластичної зони при досягненні якої вершиною свердла, на нижньому торці заготовки має місце поява випучування матеріалу та величини перебігу. **3.** При здійсненні розрахунку економічного ефекту максимальна глибина просвердленого отвору  $l_{0max}$  повинна дорівнювати довжині робочої частини свердла  $l_{0c}$ , яка залежить від типу та серії свердла і регламентується існуючими стандартами. **4.** Період стійкості свердла  $T$  однаковий при свердлінні як за традиційною, так і за запропонованою технологіями.

Ефективність запропонованого технічного рішення, яке схематично подане на рис. 1 (в, г) буде мати місце при певному значенні глибини наскрізного отвору  $l_0$  та умові коли  $t_{oz}/t_{om} < 1$ , де  $t_{oz}$  і  $t_{om}$  відповідно основні часи при свердлінні отворів глибиною  $l_0$ , за запропонованою (рис. 1 в, г) і традиційною (рис. 1 а, б) технологіями.

На рис. 1 показано схеми свердління наскрізних отворів і схеми зміни подач за традиційною технологією, при якій подача по всій глибині свердління отвору зменшена по відношенню до подачі, що встановлена при свердлінні глухого отвору  $S_n < S_2$  і за запропонованою технологією, коли подача в усталеному режимі різання дорівнює подачі, яка призначається для глухих отворів, тобто  $S_n = S_2$ .



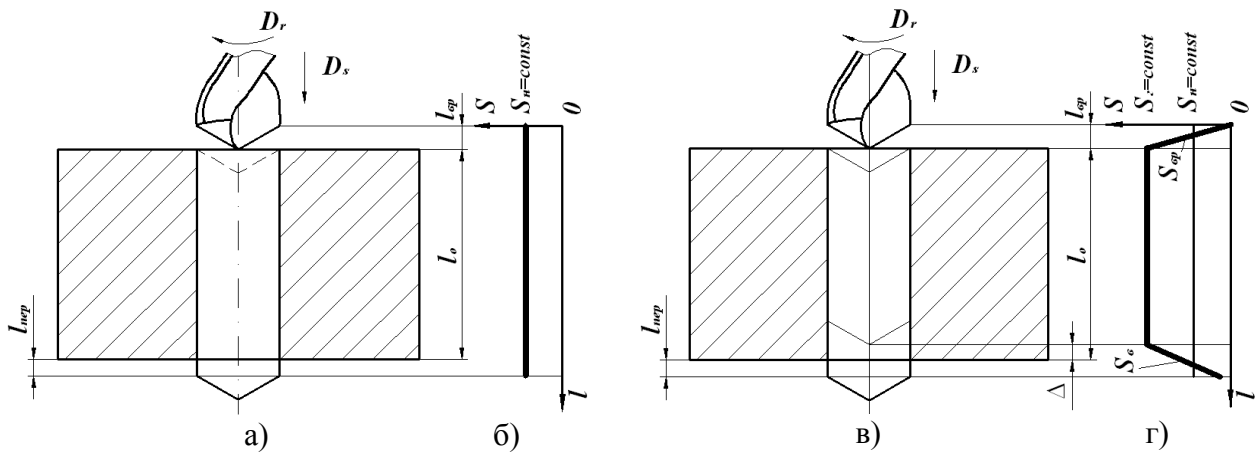


Рис. 1. Схеми різання і зміни подач при свердлінні наскрізних отворів: а, б – за традиційною технологією; відповідно в і г – за запропонованою технологією.

Згідно рис. 1 основні часи при свердлінні за традиційною та за запропонованою технологіями, відповідно  $t_{om}$  та  $t_{oz}$  визначаються із залежностей

$$t_{om} = \frac{l_{ep} + l_0 + l_{nep}}{S_n \cdot n_{um}} \quad (\text{хв}) \quad (1)$$

і

$$t_{oz} = \frac{l_{ep}}{0.5 \cdot S_s \cdot n_{um}} + \frac{l_0 - l_{ep} - \Delta}{S_s \cdot n_{um}} + \frac{\Delta + l_{nep}}{0.5 \cdot S_s \cdot n_{um}} = \frac{3 \cdot l_{ep} + l_0 + \Delta + 2 \cdot l_{nep}}{S_s \cdot n_{um}}, \quad (\text{хв}) \quad (2)$$

де  $n_{um}$  – частота обертання шпинделя ВСВ, об/хв.;  $S_n$  – подача при свердлінні наскрізних отворів,  $S_n = K_s \cdot S_s$ , мм/об;  $K_s = 0,5 \dots 0,8$  – рекомендовано [4, 13, 21];  $S_s$  – подача при свердлінні глухих отворів, мм/об;  $l_0$  – глибина наскрізного отвору, мм;  $l_{ep} = 0,5 \cdot D \cdot \text{ctg} \phi$ ,  $l_{nep}$  – величина врізання свердла в тіло заготовки, мм ( тут  $D$  – діаметр свердла, мм);  $l_{nep} = 0,08 \dots 0,15 \cdot D$  [6], мм;  $\Delta$  – величина пружно-пластичної зони, яка визначається віддаллю від нижнього торця заготовки до зони початку пружного випучування оброблюваного матеріалу,  $\Delta = f(S, D)$  [10], мм.

Аналіз схем поданих на рис. 1 та залежностей (1) і (2) дає право стверджувати, що порівняння основних часів  $t_{om}$  і  $t_{oz}$  можна здійснювати лише при умові  $l_0 > l_{0min}$ . Наприклад, при  $S_n = 0,5 \cdot S_s$  величина  $l_{0min}$  визначається із залежності  $l_{0min} = l_{ep} + \Delta$ .

Ефективність процесу свердління при встановленій швидкості різання в основному визначається подачею. Максимально допустима величина подачі повинна визначатись із врахуванням певних технічних обмежень, а саме: міцності свердла на поздовжній згин; міцності свердла на кручення; міцності деталей механізму подач ВСВ і т.д.

Так як найбільш широке використання мають свердла, діаметри яких знаходяться в діапазоні, коли максимально-допустимі значення подачі при свердлінні лімітуються міцністю свердла на кручення, то дослідження ефективності керованого процесу свердління наскрізних отворів здійснимо виходячи саме із цього технічного обмеження.

Для цього скористаємось рис. 2, на якому схематично зображено зміни основного часу при різних закономірностях зміни подачі за традиційною та за запропонованою технологіями.

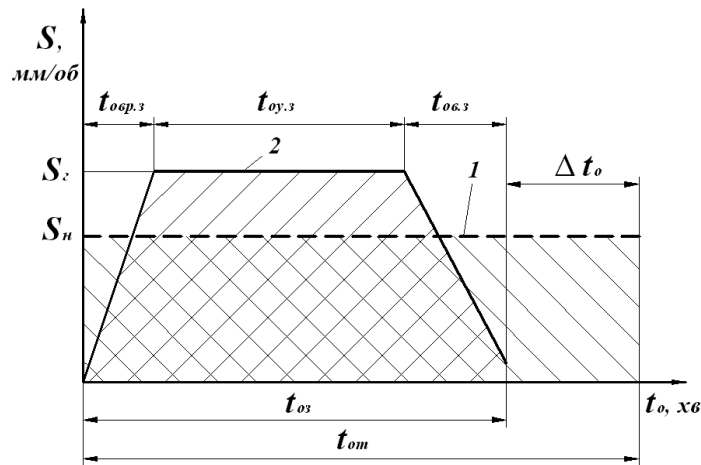


Рис. 2. Схеми зміни основного часу  $t_o$  і подачі  $S$  при свердлінні одного наскрізного отвору за різними технологіями: 1 – за традиційною; 2 – за запропонованою.

Врахувавши, що  $S_n = 0.5 \cdot S_2$  та (1) і (2), а також рис. 2 отримаємо

$$\Delta t_o = t_{om} - t_{o3}, \quad (3)$$

$$\Delta t_o = \frac{l_0 - \Delta - l_{сп}}{S_2 \cdot n_{ун}}. \quad (4)$$

Використавши (3) і (4), а також дані подані в [19] та задавши постійною швидкістю різання для всіх випадків (наприклад, швидкість різання  $V=20$  м/хв.) отримали графіки зміни основного часу  $\Delta t_o$  в залежності від глибини отвору  $l_0$  при свердлінні свердлами різних діаметрів, які графічно подані на рис. 3. При цьому було враховано, що подача, при проведенні розрахунків, визначається за формулою  $S = C_s \cdot D^{0.6}$  [19], де  $C_s$  – коефіцієнт, який враховує вплив фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу та типу отвору на величину подачі, а частота обертання свердла  $n_{св}$  встановлювалась із умови

$$n_{св} = n_{ун} = \frac{1000 \cdot V}{\pi \cdot D}.$$

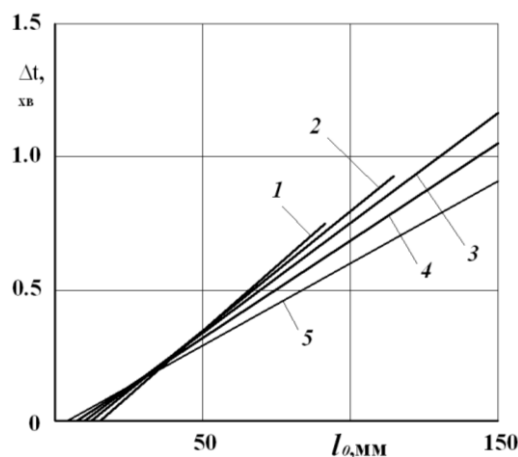


Рис. 3. Графіки залежності зміни основного часу  $\Delta t_o$  від глибини отвору  $l_0$ : 1, 2, 3, 4, 5 – відповідно при свердлінні отворів свердлами з діаметрами – 10; 15; 20; 25; 30 мм.

Врахувавши, що величина періоду стійкості  $T$  свердл, залежить від діаметра свердла [19], кількість просвердлених отворів за традиційною та запропонованою технологіями

відповідно,  $n_m$  і  $n_3$ , визначиться із залежностей:  $n_m = \frac{T}{t_{om}}$ ,  $n_3 = \frac{T}{t_{o3}}$ . Тоді підвищення продуктивності обробки виразиться збільшенням кількості просвердлених отворів  $\Delta n = \phi(l_0)$ , і визначиться за формулою

$$\Delta n = n_3 - n_m = \frac{T \cdot (t_{om} - t_{o3})}{t_{om} \cdot t_{o3}}. \quad (5)$$

На рис. 4 подані графіки залежності кількості просвердлених  $n$  отворів від  $l_0$  за період стійкості  $T$  при свердлінні свердлами з різними діаметрами за традиційною та за запропованою технологіями.

Аналіз графічних залежностей поданих на рис. 4 показує наступне. При певних значеннях  $l_0$  має місце істотне збільшення кількості можливих просвердлених отворів при свердлінні за запропованою технологією, тобто  $n_3 > n_m$ . Необхідно відзначити, що на кривих 1 та 2 (рис. 4) існують точки їх перетину, яким відповідає певна глибина просвердленого отвору  $l_{0min}$ , при якій досягається однакова кількість просвердлених отворів як за традиційною так і запропованою технологіями. При умові, коли глибина наскрізного отвору менша від  $l_{0min}$ , кількість просвердлених отворів за традиційною технологією буде більша від кількості отворів просвердлених за запропованою технологією, тобто при  $l_0 < l_{0min}$  –  $n_m > n_3$ . Це обумовлено тим, що на етапах вривання інструменту в тіло заготовки та виходу його з неї має місце менша подача ніж в процесі усталеного різання.

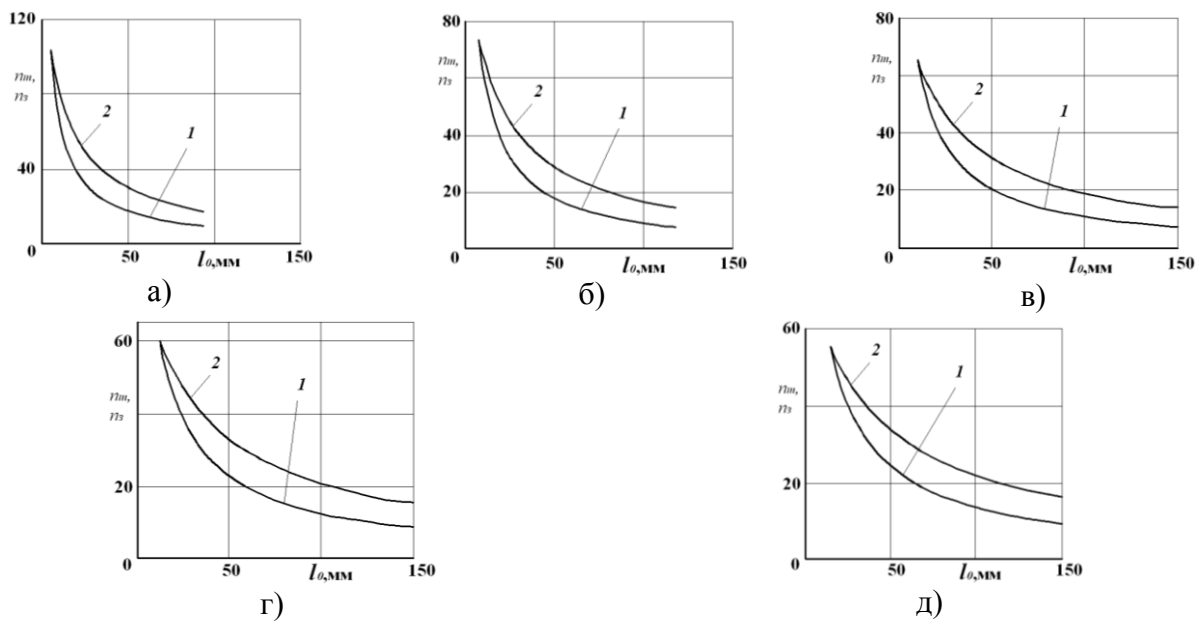


Рис. 4. Графіки залежності кількості просвердлених наскрізних отворів від глибини  $l_0$  за період стійкості  $T$ : 1 – за традиційною технологією  $n_m = f(l_0)$ ; 2 – за запропованою технологією  $n_3 = \phi(l_0)$ ; а, б, в, г, д – відповідно при свердлінні отворів свердлами з діаметрами – 10; 15; 20; 25; 30 мм.

На рис. 5 подано графіки залежностей збільшення кількості просвердлених отворів  $\Delta n$  від  $l_0$  за період стійкості  $T$  при свердлінні за запропованою технологією.

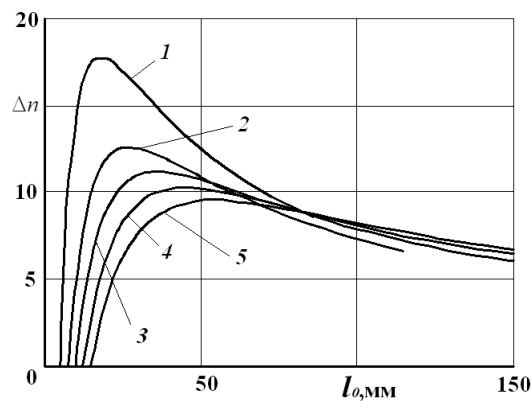


Рис. 5. Графіки залежностей збільшення кількості просвердлених отворів  $\Delta n$  від  $l_0$  за період стійкості  $T$  при свердлінні за запропонованою технологією: 1, 2, 3, 4, 5 – відповідно при свердлінні отворів свердлами з діаметрами – 10; 15; 20; 25; 30 мм.

Аналізуючи графіки подані на рис. 5 (криві 1 – 5) можна відзначити, що максимальне значення  $\Delta n_{\max}$  для всіх кривих знаходиться в діапазоні  $l_0 = 15 \dots 55$  мм. А далі значення  $\Delta n$  дещо зменшується та стабілізується при подальшому зростанні  $l_0$ .

Дослідивши функцію  $\Delta n = \phi(l_0)$  на екстремум встановлено, що максимальне значення  $\Delta n_{\max}$  при свердлінні свердлами діаметрами 10; 15; 20; 25; 30 мм досягається при  $l_{0opt}$ , яке відповідно становить близько 18, 27, 36, 45, 54 мм.

Економічний ефект  $E$  від використання керованого процесу свердління наскрізних отворів шляхом забезпечення зміни подачі у випадку, коли капітальні затрати залишаються практично незмінними, формується двома основними складовими: від зменшення витрат при свердлінні безпосередньо самого наскрізного отвору за запропонованою технологією та від зменшення витрат на зрізання утворених на виході свердла із тіла заготовки задирок та визначається за формулою

$$E = E_{om} + E_{zd}, \quad (6)$$

де  $E_{om}$  і  $E_{zd}$  – ефекти від свердління наскрізних отворів і від зрізання утворених задирок, відповідно.

В свою чергу величини  $E_{om}$  і  $E_{zd}$  можуть бути визначені із залежностей

$$E_{om} = E_{om.np} + E_{om.el} + E_{om.cb}, \quad (7)$$

$$E_{zd} = E_{zd.np} + E_{zd.el} + E_{zd.cb}, \quad (8)$$

де  $E_{om.el}$ ,  $E_{om.cb}$ ,  $E_{om.np}$  та  $E_{zd.el}$ ,  $E_{zd.cb}$ ,  $E_{zd.np}$  – відповідно складові ефекту від: збільшення продуктивності праці при свердлінні наскрізних отворів; економії електроенергії при свердлінні наскрізних отворів; зменшення потрібної кількості свердл для свердління заданої кількості отворів  $N_{отв.заг.}$  та складові ефекту від: збільшення продуктивності праці при усуненні задирок свердлінням; економії електроенергії при усуненні задирок свердлінням; зменшення потрібної кількості свердл для усунення задирок свердлінням заданої кількості отворів  $N_{отв.заг.}$ .

Визначимо ефект від підвищення продуктивності при свердлінні наскрізних отворів.

Нехай відома кількість отворів одного діаметра в деталі –  $n_0$  і задана річна програма випуску деталей  $N_{дет.}$ . Тоді всього отворів, які потрібно просвердлити буде  $N_{отв.заг.} = N_{дет.} \cdot n_0$ .

Загальні трудомісткості свердління всіх  $N_{отв.заг.}$  за основним часом за традиційною та запропонованою технологіями відповідно будуть  $T_{з.т.} = N_{дет.} \cdot n_0 \cdot t_{от.}$  та  $T_{з.з.} = N_{дет.} \cdot n_0 \cdot t_{оз.}$ .

Зменшення трудомісткості  $\Delta T_3$  свердління  $N_{отв.заг.}$  при свердлінні отворів за запропонованою технологією визначиться із виразу

$$\Delta T_3 = N_{dem} \cdot n_0 \cdot t_{om} - N_{dem} \cdot n_0 \cdot t_{oz} = N_{dem} \cdot n_0 \cdot (t_{om} - t_{oz}). \quad (9)$$

Ефект від підвищення продуктивності при свердлінні наскрізних отворів врахувавши (9) визначиться за формулою

$$E_{np} = \Delta T_3 \cdot C_{xв} \cdot K_p, \quad (10)$$

де  $C_{xв}$  – годинна тарифна ставка свердлувальника першого розряду, грн;  $K_p$  – коефіцієнт, що враховує розрядність роботи.

Ефект від економії електроенергії при свердлінні наскрізних отворів визначиться з наступних міркувань.

Необхідна потужність для забезпечення процесу свердління [19]  $N_{pиз} = \frac{M \cdot n_{ун}}{974032 \cdot \eta}$ , (кВт), де  $M$  – крутний момент при свердлінні, Н·мм;  $\eta$  – коефіцієнт корисної дії верстата. Приріст виконаної роботи при свердлінні отворів за запропонованою технологією з врахуванням (9) буде  $\Delta A = \frac{M \cdot n_{ун} \cdot N_{dem} \cdot n_0 \cdot (t_{om} - t_{oz})}{974032 \cdot \eta}$ , (кВт/год). Тоді

$$E_{ел} = \frac{M \cdot n_{ун} \cdot N_{dem} \cdot n_0 \cdot (t_{om} - t_{oz})}{974032 \cdot \eta} \cdot C_{ел}, \quad (11)$$

де  $C_{ел}$  – вартість однієї кіловат-години електроенергії, грн.

Ефект від зменшення потрібної кількості свердл визначиться наступним чином.

Встановивши період стійкості свердла  $T$  і допустиму величину зношування по задній поверхні  $h_3$  та визначивши кількість переточок  $K_{пер.}$ , отримаємо довговічність свердла  $D = K_{пер.} \cdot T$ .

Зменшення потрібної кількості  $\Delta N_{св}$  свердл при свердлінні отворів за запропонованою технологією врахувавши (9) буде  $\Delta N_{св} = \frac{N_{dem} \cdot n_0 \cdot (t_{om} - t_{oz})}{K_{пер.} \cdot T}$ . Ефект від

зменшення кількості свердл для свердління заданої кількості отворів визначиться за формулою

$$E_{св} = \frac{N_{dem} \cdot n_0 \cdot (t_{om} - t_{oz})}{K_{пер.} \cdot T} \cdot C_{св}, \quad (12)$$

де  $C_{св}$  – вартість одного свердла, грн.

Врахувавши вище наведене та підставивши (10), (11), (12) у вираз (7) отримаємо за рахунок зменшення основного часу (зростання продуктивності) економічний ефект у випадку свердління наскрізних отворів за запропонованою технологією

$$E_{om} = N_{dem} \cdot n_0 \cdot (t_{om} - t_{oz}) \cdot \left( \frac{M \cdot n_{ун} \cdot C_{ел}}{974032 \cdot \eta} + \frac{C_{св}}{K_{пер.} \cdot T} + C_{xв} \cdot K_p \right). \quad (13)$$

Що стосується економічного ефекту, який може бути отриманий від зрізання утворюваних задирок, треба відзначити, що при свердлінні за запропонованою технологією їх висота значно менша ніж при свердлінні за традиційною. Тому основний час витрачений на зрізання задирок свердлінням при запропонованій технології  $t_{оз.з\partial}$  менший від основного часу  $t_{ом.з\partial}$  – при традиційній технології. На основі цього для визначення економічного ефекту від зростання продуктивності праці при зрізанні задирок скориставшись по аналогії вище поданою методикою, зменшення витрат за рахунок: економії електроенергії, зменшення необхідної кількості інструменту для зрізання задирок при заданій кількості, зменшення витрат на заробітну платню отримаємо визначиться залежністю

$$E_{з\partial} = N_{dem} \cdot n_0 \cdot (t_{ом.з\partial} - t_{оз.з\partial}) \cdot \left( \frac{M_{з\partial} \cdot n_{ун.з\partial} \cdot C_{ел}}{974032 \cdot \eta} + \frac{C_{св.з\partial}}{K_{пер.з\partial} \cdot T_{з\partial}} + C_{xв} \cdot K_p \right). \quad (14)$$

де позначення у виразі (14) аналогічні позначенням у виразі (13), а їх величини відповідають значенням які існують при зрізанні задирок свердлінням, а саме:  $M_{з0}$  – крутний момент при зрізанні задирок, Нмм;  $n_{ун.з0}$  – частота обертання шпинделя при зрізанні задирок, об/хв.;  $K_{пер.з0}$  – кількість переточок свердла;  $T_{з0}$  – стійкість свердла, хв.;  $C_{св.з0}$  – вартість одного свердла, грн.

В кінцевому результаті, використавши (13), (14), (6) та здійснивши певні математичні перетворення, для випадку, коли капітальні затрати залишаються практично незмінними, отримаємо залежність для визначення економічного ефекту від використання керованого процесу свердління заданої кількості наскрізних отворів шляхом забезпечення зміни подачі у вигляді

$$E = N_{дем} \cdot n_0 \cdot \left( (t_{ом} - t_{оз}) \cdot \left( \frac{M \cdot n_{ун} \cdot C_{ел}}{974032 \cdot \eta} + \frac{C_{св}}{K_{пер} \cdot T} + C_{хв} \cdot K_p \right) + (t_{ом.з0} - t_{оз.з0}) \cdot \left( \frac{M_{з0} \cdot n_{ун.з0} \cdot C_{ел}}{974032 \cdot \eta} + \frac{C_{св.з0}}{K_{пер.з0} \cdot T_{з0}} + C_{хв} \cdot K_p \right) \right)$$

### Висновки

1. Отримано залежність для визначення основного часу при свердлінні наскрізних отворів за запропонованою технологією, з врахуванням зміни подачі при врізанні та виході свердла з тіла заготовки.

2. Запропоновано залежності для визначення зменшення витрат на свердління наскрізних отворів та зрізання задирок за запропонованою технологією у порівнянні з традиційною, за рахунок збільшення продуктивності праці, економії електроенергії, зменшення потрібної кількості свердл для свердління заданої кількості отворів.

3. Подано залежність для розрахунку економічного ефекту від впровадження запропонованої технології свердління наскрізних отворів.

**Перелік джерел літератури:** 1. А.с. 831411 ССРСР, МКИ В23 В47/00. Автоматическое сверлильное устройство [Текст] / Нагорняк С.Г., Кривый П.Д. (СССР). – №2696642/25-08; заявлено 13.12.78; опубл. 23.05.81, Бюл. № 19. 2. А.с. 709274 ССРСР, МКИ В23 В47/00. Устройство для сверления [Текст] / Нагорняк С.Г. (СССР). – № 2615202/25-08; заявлено 11.05.78; опубл. 15.01.1980, Бюл. №2. 3. Вульф, А.М. Резание металлов [Текст] / А.М. Вульф. – Л.: Машиностроение, Ленинградское отделение, 1973. – 320 с. 4. Гарина, Т.И. Выбор режимов резания при сверлении отверстий малых размеров [Текст] / Т.И. Гарина, А.К. Синельщиков // Станки и инструмент. – 1971. – №2. – С. 31 – 32. 5. Гуревич, Я.Л. Режимы резания труднообрабатываемых материалов: справочник [Текст] / Я.Л. Гуревич, М.В. Горохов. – М.: Машиностроение, 1986. – 240 с. 6. Долматовский Г.А. Справочник технолога по обработке металлов резанием [Текст] / Г.А. Долматовский. – 2-е изд. перераб. М.: Машгиз, 1962. – 1236 с. 7. Егоров, М.Е. Технология машиностроения. Учебник для втузов [Текст] / М.Е. Егоров, В.И. Дементьева, В.Л. Дмитриев. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Высшая школа, 1976. – 534 с. 8. Зеленцов, В.В. Влияние жесткости настольно-сверлильных станков на точность обработки отверстий [Текст] / В.В. Зеленцов // Металлорежущие станки. – К.: Техника, 1978. – №6. – С. 50 – 54. 9. Кобельник, В.Р. Жорсткість вертикально-сверлильних верстатів [Текст] / В.Р. Кобельник, П.Д. Кривий // Вісник ЖДТУ (технічні науки). – Житомир. – Вип. I (40). – 2007. – С. 34 – 40. 10. Кривий, П.Д. Величина пружно-пластичної зони при виході інструмента в процесі наскрізного свердління на основі ортогонального композиційного планування [Текст] / В.Р. Кобельник, П.Д. Кривий // Матеріали четвертої міжнародної науково-практичної конференції „Сучасні інформаційні та інноваційні технології на транспорті”. – Херсон, ХДМА. – 2012. – С. 145 – 146. 11. Кривий, П.Д. Конструкторсько-технологічне забезпечення зміни подачі інструменту при свердлінні наскрізних отворів [Текст] / П.Д. Кривий, В.Р. Кобельник // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Київ –

Краматорськ. – Вип. 28.– 2011.– С. 77 – 85. **12.** Нагорняк, С.Г. Синтез инструментально-станочной оснастки на основе анализа кинематики лезвийной обработки [Текст]: автореф. дисерт. на соискание наук, степени докт. техн. наук: спец. 05.03.01 «Процессы механической обработки, станки и инструменты» / С.Г. Нагорняк. – К. 1991. – 37 с. **13.** Общемашиностроительные нормативы режимов резания для технического нормирования работ на металлорежущих станках. Часть I. Токарные, карусельные, токарно-револьверные, алмазно-розточные, сверлильные, строгальные, долбежные и фрезерные станки [Текст] Изд. 2-е. – М.: Машиностроение, 1974. – 406 с. **14.** Пат. 33445 Україна: МПК В23 В47/00. Механізм подачі свердлильного верстату [Текст] / Кривий П.Д., Кобельник В.Р., Кузьмін М.І.; заявник та патентовласник Терн. нац. техн. універ. ім. І. Пулюя. – №u200801364; заявл. 04.02.2008; опубл. 25.06.2008, Бюл. № 8. **15.** Прогрессивные технологические процессы в автостроении: Механическая обработка, сборка [Текст]; под ред. проф. С.М. Степашкина. – М.: Машиностроение, 1980. – 320 с. **16.** Расчеты экономической эффективности новой техники. Справочник [Текст]; под ред. Великанова К.М. – 2-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение, 1990. – 448 с. **17.** Современные методы повышения эффективности и качества механической обработки: Сб. науч. Трудов [Текст] / Ред. А. Б. Кравченко. – Куйбышев: КПТИ, 1989. – 137с. **18.** Райзберг, Б.А. Современный экономический словарь [Текст] / Б.А. Райзберг, Л.Ш. Лозовский, Е.Б. Стародубцева. – 5-е изд., перераб. и доп. – М.: ИНФРА-М, 2006. – 495 с. **19.** Справочник технолога машиностроителя. В 2-х т. Т. 2 [Текст]; под ред. А. Н. Малова. – М.: Госнаучтехиздат машиностроительной лит-ры, 1959. – 584 с. **20.** Технология машиностроения [Текст]; под общей редакцией проф. Картавова С. А. – К.: Техника, 1965. – 528 с. **21.** Ertunc, H.M., Loparo K.A. A Decision fusion algorithm for tool wear condition monitoring in Drilling / H.M. Ertunc, K.A. Loparo // International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2001, vol.41. – p. 1347 – 1362.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

## ЕФЕКТИВНІСТЬ КЕРОВАНОГО ПРОЦЕСУ СВЕРДЛІННЯ НАСКРІЗНИХ ОТВОРІВ ШЛЯХОМ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЗМІНИ ПОДАЧІ

Кобельник В.Р.

В даній роботі проведено порівняння двох технологій свердління наскрізних отворів, а саме свердління отворів зі зменшеною подачею, згідно існуючих рекомендацій, та свердління на максимально допустимій подачі яка рекомендується для свердління глухих отворів, а зменшення подачі здійснюється тільки на вході в та на виході інструменту із тіла заготовки. Отримано залежності для визначення економічного ефекту від впровадження запропонованої технології керованого процесу свердління заданої кількості наскрізних отворів шляхом забезпечення зміни подачі, що зменшує основний час.

## ЭФФЕКТИВНОСТЬ УПРАВЛЯЕМОГО ПРОЦЕССА СВЕРЛЕНИЯ СКВОЗНЫХ ОТВЕРСТИЙ ПУТЕМ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ИЗМЕНЕНИЯ ПОДАЧИ

Кобельник В.Р.

В данной работе проведено сравнение двух технологий сверления сквозных отверстий, а именно сверления отверстий с уменьшенной подачей, согласно существующим рекомендациям, и сверление на максимально допустимой подаче рекомендуемой для сверления глухих отверстий, а уменьшение подачи осуществляется только на входе в и на выходе инструмента из тела заготовки. Получены зависимости для определения экономического эффекта от внедрения предлагаемой технологии регулируемого процесса сверления заданного количества сквозных отверстий путем обеспечения изменения подачи, что уменьшает основное время.

## EFFICIENCY OF THROUGH HOLES CONTROLLED DRILLING PROCESS BY FEED CHANGING PROVIDING

Kobelnyk V.

The paper deals with the comparison of the two through holes drilling technologies that are the technology of holes drilling with a reduced feed according to the existing instructions and the technology of drilling with a feed of maximum capacity which is recommended for the bottom holes drilling. The feed reducing is being performed at the tool entrance and exit of the body part only. The dependences are obtained to calculate the economic efficiency of the proposed technology of the given number of the through holes drilling by providing of the feed changing that reduces the machining-cycle time.

Ключові слова: наскрізний отвір, свердло, ефективність, подача, основний час, задирки.

Ключевые слова: сквозное отверстие, сверло, эффективность, подача, основное время, заусенцы.

Key words: through hole, twist drill, efficiency, feed, machining-cycle time, burr.

Дата надходження статті: 3 грудня 2012 р.



УДК 621.914.2

Ковалева Л.И.  
НТУУ КПИ, г. Киев, Украина

## ПРОФИЛИРОВАНИЕ СБОРНЫХ ФАСОННЫХ ФРЕЗ С ПРЯМЫМИ ЗУБЬЯМИ, ЗАТЫЛОВАННЫМИ ПО ОКРУЖНОСТИ В КОРПУСЕ ПРИСПОСОБЛЕНИЯ С НАКЛОННЫМИ ПАЗАМИ

### Введение

У сборных фасонных фрез, по технологическим соображениям, в качестве задней поверхности инструмента принимается поверхность вращения. Затылование по поверхности вращения производится на токарном или круглошлифовальном станке в соответствующем приспособлении. Приспособление напоминает корпус фрезы со смещенными на определенную величину пазами. После обточки ножей в приспособлении их переставляют в корпус фрезы.

Если установить ось приспособления параллельно оси фрезы и, совмещая зуб, закрепленный в приспособлении, с зубом, закрепленным в корпусе фрезы, то на торцевом участке режущей кромки задние углы будут равны нулю.

Известно, что положительные задние углы на торцевом участке режущей кромки можно получить, располагая ось приспособления под углом  $\varepsilon$  к оси фрезы [1]. Однако задача аналитического профилирования таких фрез не решена. Не выведены также зависимости для определения задних углов вдоль режущей кромки.

Целью работы является нахождение профиля задней поверхности вращения сборных фасонных фрез, образование которой производится в корпусе приспособления с наклонными пазми, и вывод аналитических зависимостей для определения нормальных задних углов в любой точке режущей кромки.

### Профилирование сборных фасонных фрез

Для того чтобы изготовить заднюю поверхность вращения необходимо знать ее профиль, то есть найти линию пересечения задней поверхности с плоскостью, проходящей через ось приспособления.

Профилирование сборной фрезы, затылованной по поверхности вращения, приведено на рис. 1. На рис. 1 изображена передняя плоскость  $P$  зуба фрезы. В этой плоскости располагается заданная режущая кромка  $AB$ , которая в натуральную величину проецируется на плоскость  $W$ . Угол в плане режущей кромки обозначен через  $\varphi$ .

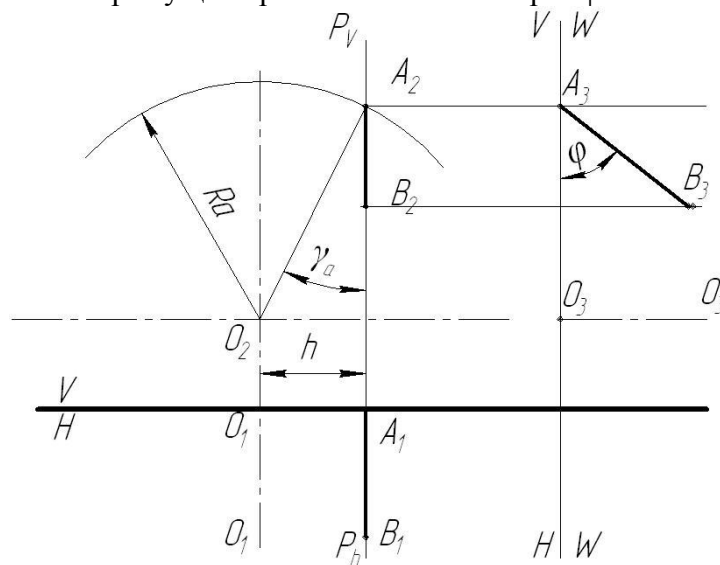


Рис. 1 – Профилирование сборной фрезы, затылованной по поверхности вращения

На рис. 2 изображена схема приспособления, в котором производится обточка ножей фрезы. Для того чтобы на вершине зуба фрезы получить после обточки необходимые задние углы, смещают переднюю плоскость с оси приспособления, так чтобы обеспечить необходимую величину смещения  $h_0$ . Горизонтальный след передней плоскости наклонен под углом  $\varepsilon$ . То есть при прямых пазух в корпусе фрезы, пазы в корпусе приспособления выполняются наклонными. Путем вращения вокруг вертикального следа  $P_V$  совмещаем переднюю плоскость с плоскостью  $V$ . В совмещенном положении изображаем в натуральную величину режущую кромку  $AB$ . Обратным поворотом вокруг следа  $P_V$  передняя плоскость вместе с режущей кромкой приводится в исходное положение и определяются проекции  $A_1B_1$  и  $A_2B_2$  режущей кромки на плоскости  $H$  и  $V$ . Вращаем режущую кромку  $AB$  вокруг оси приспособления. При этом каждая точка режущей кромки будет описывать окружность, которая в натуральную величину проецируется на плоскость  $V$ , а на плоскость  $H$  – в прямую, параллельную оси  $V/H$ . Совокупность таких окружностей будет представлять собой заднюю поверхность. Рассекаем ее плоскостью  $N$ , параллельной плоскости  $H$  и проходящей через ось приспособления. Искомый профиль задней поверхности проецируется в натуральную величину на плоскость  $H$ . Это будет линия  $A_0B_0$ .

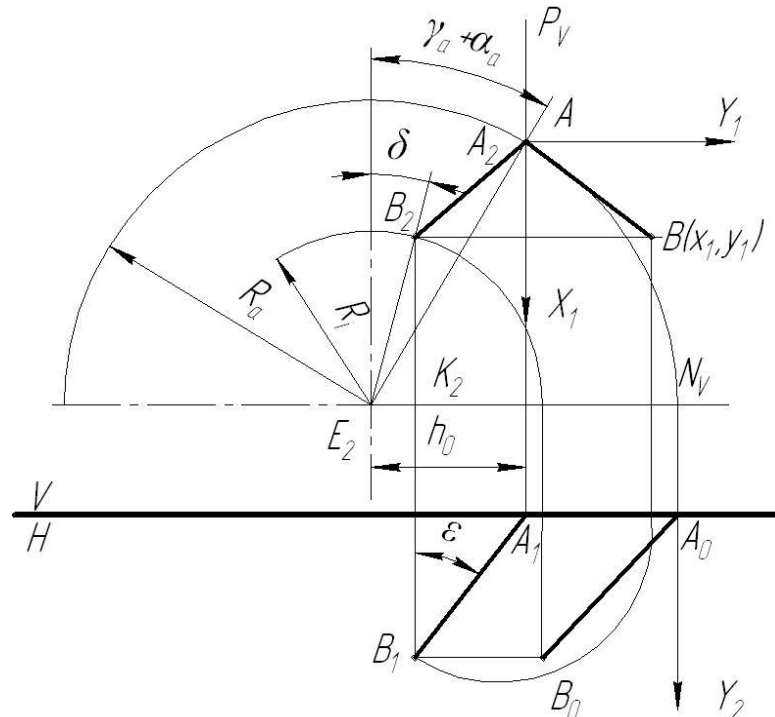


Рис. 2 – Схема приспособления для обточки ножей фрезы

Рассматривая приведенное графическое построение, получаем следующие аналитические зависимости для расчета профиля задней поверхности вращения зуба фрезы:

$$Y_2 = Y_1 \cos \varepsilon$$

$$X_2 = R_a - R_i'$$

где

$$\operatorname{tg} \delta = \frac{R_a \sin(\gamma_a + \alpha_a) - Y_1 \sin \varepsilon}{R_a \cos(\gamma_a + \alpha_a) - Y_1};$$

$$R_i' = \frac{R_a \sin(\gamma_a + \alpha_a) - Y_1 \sin \varepsilon}{\sin \delta};$$

$X_1, Y_1$  - координаты точек режущей кромки;  $X_2, Y_2$  - координаты точек задней поверхности вращения зуба фрезы;  $R_a$  - радиус фрезы.

Форма режущей кромки зуба сборной фрезы, затылованной по окружности, определяется аналогично фасонным фрезам, затылованным по архимедовой спирали [2].

В частном случае при  $\gamma_a = 0$ ,  $\alpha_a = 0$ ;  $\varepsilon = 0$  будем иметь:

$$Y_2 = Y_1,$$

$$X_2 = R_a - R_i,$$

где:

$$\operatorname{tg} \delta = \frac{R_a \sin \alpha_a}{R_a \cos \alpha_a - X_1};$$

$$R_i = \frac{R_a \sin \alpha_a}{\sin \delta}.$$

**Определение задних углов у затылованных по окружности сборных фрез**

На рис. 3 изображена в выбранной системе плоскостей проекции передняя плоскость  $P$  зуба фрезы, положение которой определяется принятой величиной переднего угла  $\gamma_a$  в вершинной точке  $A$  зуба фрезы. В передней плоскости под углом  $\varphi$  идет режущая кромка  $AB$ . В произвольной точке  $B(x_1, y_1)$  режущей кромки найдем задние углы  $\alpha_N$  при их измерении в нормальном к режущей кромке сечении. В корпусе приспособления (рис. 4) изображаем в системе  $V/H$  положение передней плоскости  $P$ , которое определяется углом  $\gamma_a + \alpha_a$ . Находим в передней плоскости приспособления режущую кромку  $AB$ , проекции которой обозначены  $A_1B_1$  и  $A_2B_2$ . Скорость  $\overline{V_B}$  вращения точки  $B$  вокруг оси приспособления идет по линии  $BC$  (ее проекции  $B_1C_1$  и  $B_2C_2$ ).

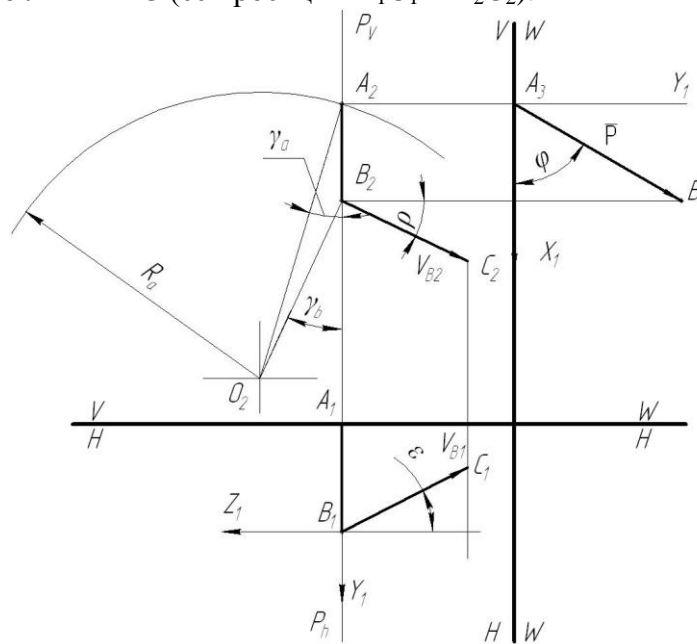


Рис. 3 – Схема определения вектора скорости точки  $B$

Переходим к новой системе плоскостей проекций  $V_1/H_1$ , в которой плоскость  $P$ , аналогично рис. 3, изображается как плоскость параллельная плоскости  $W$ . В этой системе положение скорости  $\overline{V_B}$  точки  $B$  характеризуется углами  $\rho$  и  $\varepsilon$ . В соответствии с построением будем иметь:

$$\operatorname{tg} \rho = \frac{R_a \sin(\gamma_a + \alpha_a) - Y_1 \sin \varepsilon}{\cos \varepsilon (R_a \cos(\gamma_a + \alpha_a) - X_1)}.$$

Зная углы  $\rho$  и  $\varepsilon$ , на рис. 4 изображаем скорость  $\overline{V_B}$  вращения точки  $B$  вокруг оси приспособления. В системе  $V_1/H_1$  она записывается таким образом

$$\bar{V}_b = \bar{i}tg\rho - \bar{j}tg\varepsilon - \bar{k}.$$

Вектор  $\bar{P}$ , ідущий по режущей кромке, будет:

$$\bar{P} = \bar{i} + \bar{j}tg\varphi.$$

Тогда нормаль к задней поверхности определяется по соотношению:

$$\bar{N}_3 = [\bar{P} \times \bar{V}_b] = \begin{vmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ 1 & tg\varphi & 0 \\ tg\rho & -tg\varepsilon & 1 \end{vmatrix} = -\bar{i}tg\varphi + \bar{j} - \bar{k}(tg\varepsilon + tg\varphi tg\rho).$$

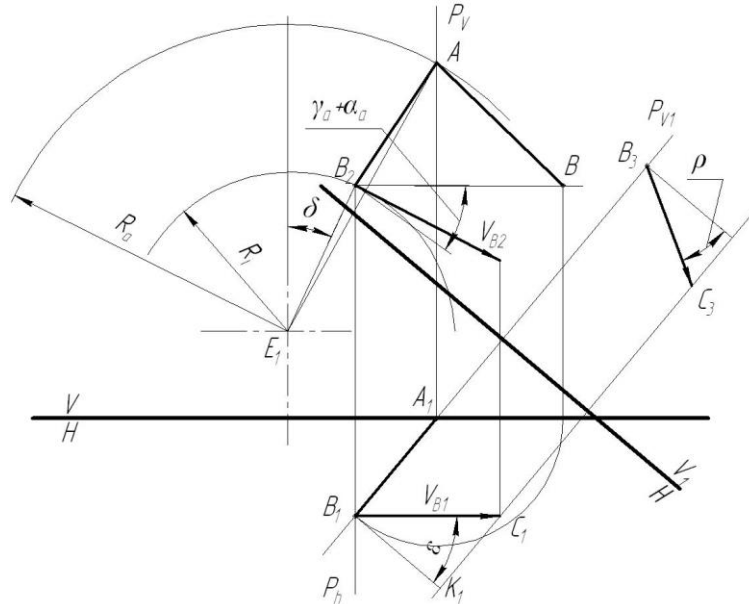


Рис. 4 – Схема определения задних нормальных углов в корпусе приспособления

Скорость  $\bar{V}$  вращения точки В режущей кромки вокруг оси фрезы будет:

$$\bar{V} = \bar{i}tg\gamma_b - \bar{k},$$

где

$$tg\gamma_b = \frac{R_a \sin\gamma_a}{R_a \cos\gamma_a - X_1}.$$

Нормаль  $\bar{N}_p$  к поверхности резания, поверхности вращения режущей кромки вокруг оси фрезы будет:

$$\bar{N}_p = [\bar{P} \times \bar{N}] = \begin{vmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ 1 & tg\varphi & 0 \\ tg\gamma_b & 0 & 1 \end{vmatrix} = -\bar{i}tg\varphi + \bar{j} - \bar{k}tg\varphi tg\gamma_b.$$

Задний угол  $\alpha_N$  в нормальном к режущей кромке сечении будет:

$$tg\alpha_N = \frac{[\bar{N}_p \times \bar{N}_3]}{(\bar{N}_p \cdot \bar{N}_3)}.$$

Векторное произведение векторов  $\bar{N}_p$  и  $\bar{N}_3$  будет:

$$[\bar{N}_p \times \bar{N}_3] = \begin{vmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ -tg\varphi & 1 & -tg\varphi tg\gamma_b \\ -tg\varphi & 1 & -(tg\varepsilon + tg\varphi tg\rho) \end{vmatrix} = \bar{i}(tg\varphi tg\gamma_b - tg\varepsilon - tg\varphi tg\rho) + \bar{j}tg\varphi \times \\ \times [(tg\varepsilon + tg\varphi tg\rho) - tg\varphi tg\gamma_b] + \bar{k}(tg\varphi - tg\varphi).$$

После преобразования получим:

$$[\bar{N}_p \times \bar{N}_3] = \bar{i}(-tg \varepsilon - tg \varphi \cdot c) - \bar{j}(tg^2 \varphi \cdot c - tg \varphi tg \varepsilon),$$

где

$$c = tg \rho - tg \gamma_b.$$

Квадрат модуля векторного произведения будет:

$$\begin{aligned} \left[ \bar{N}_p \times \bar{N}_3 \right]^2 &= tg^2 \varepsilon + tg^2 \varphi \cdot c^2 + 2c \cdot tg \varphi tg \varepsilon + tg^2 \varphi tg^2 \varepsilon + c^2 tg^4 \varphi + 2tg^3 \varphi tg \varepsilon \cdot c = \\ &= tg^2 \varepsilon (1 + tg^2 \varphi) + c^2 tg^2 \varphi (1 + tg^2 \varphi) + 2c \cdot tg \varphi tg \varepsilon (1 + tg^2 \varphi) = \\ &= \frac{\sin^2 \varphi + \cos^2 \varphi}{\cos^2 \varphi} (tg^2 \varepsilon + 2c \cdot tg \varphi tg \varepsilon + c^2 tg^2 \varphi) = \frac{(tg \varepsilon + c \cdot tg \varphi)^2}{\cos^2 \varphi}. \end{aligned}$$

Скалярное произведение векторов  $\bar{N}_p, \bar{N}_3$  будет:

$$\begin{aligned} (\bar{N}_p \cdot \bar{N}_3) &= tg^2 \varphi + 1 + tg \varphi tg \gamma_b (tg \varepsilon + tg \rho tg \varphi) = \frac{1}{\cos^2 \varphi} + tg \varphi tg \gamma_b tg \varepsilon + tg \rho tg^2 \varphi tg \gamma_b = \\ &= \frac{1 + tg \gamma_b tg \varepsilon \sin \varphi \cos \varphi + tg \rho \sin^2 \varphi tg \gamma_b}{\cos^2 \varphi}. \end{aligned}$$

Подставляя вместо  $[\bar{N}_p \times \bar{N}_3]$  и  $(\bar{N}_p \cdot \bar{N}_3)$  их значения, будем иметь:

$$tg \alpha_N = \frac{(tg \varepsilon + c \cdot tg \varphi) \cos^2 \varphi}{\cos \varphi (1 + tg \gamma_b tg \varepsilon \sin \varphi \cos \varphi + tg \rho \sin^2 \varphi tg \gamma_b)} = \frac{tg \varepsilon \cos \varphi + \sin \varphi (tg \rho - tg \gamma_b)}{1 + tg \gamma_b tg \varepsilon \sin \varphi \cos \varphi + tg \rho \sin^2 \varphi tg \gamma_b}$$

По этой формуле подсчитываются величины задних углов в различных точках режущей кромки сборной фрезы с прямыми зубьями, затылованными по окружности в корпусе, имеющем наклонные под углом пазы.

Рассмотрим точку режущей кромки, у которой  $\varphi = 90^\circ$ ,  $R_i = R_a$ ,  $X_1 = Y_1 = 0$ . Подставляя эти величины в формулу для подсчета угла  $\alpha_N$  будем иметь:

$$tg \rho = \frac{tg(\gamma_a + \alpha_a)}{\cos \varepsilon}.$$

$$\alpha_N = \rho - \gamma_b$$

Рассмотрим вторую точку режущей кромки, у которой  $\varphi = 0$ . Тогда будем иметь:  $\alpha_N = \varepsilon$ .

Следовательно, при рассматриваемом способе затылования по окружности создаются положительные задние углы как в вершинной точке ( $\varphi = 90^\circ$ ) режущей кромки зуба фрезы, так и на торце зуба ( $\varphi = 0^\circ$ ). Таким образом, рассматриваемый способ затылования по окружности аналогичен угловому затылованию цельных фрез по архимедовой спирали.

### Выводы

В работе решена задача аналитического определения профиля задней поверхности сборных фасонных фрез, затылованных по окружности в корпусе приспособления с наклонными пазами. Выведены расчетные зависимости для расчета величин нормальных задних углов в различных точках режущей кромки сборной фрезы с прямыми зубьями. Показано, что в этом случае положительные задние углы создаются как в вершинной точке режущей кромки зуба фрезы, так и на торце зуба.

**Перечень источников литературы:** 1. Родин П.Р. Металлорежущие инструменты: Учебник для вузов. - К. :Вища школа, 1986.- 455 с. 2.Металорізальні інструменти. Ч.ІІ: Навчальний посібник// П.Р. Родін та інш. – К. ІСДО, 1993.-180 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, д.т.н., проф., ДГМА

**ПРОФИЛИРОВАНИЕ СБОРНЫХ ФРЕЗ С ПРЯМЫМИ ЗУБЬЯМИ, ЗАТЫЛОВАННЫМИ ПО ОКРУЖНОСТИ В КОРПУСЕ ПРИСПОСОБЛЕНИЯ С НАКЛОННЫМИ ПАЗАМИ**

Ковалева Л.И.

В работе решена задача аналитического определения профиля задней поверхности сборных фрез, затылованных по окружности в корпусе приспособления с наклонными пазами. Выведены расчетные зависимости для определения величин нормальных задних углов в различных точках режущей кромки сборной фрезы с прямыми зубьями. Показано, что в этом случае положительные задние углы создаются как в вершинной точке ( $\varphi = 90^\circ$ ) режущей кромки зуба фрезы, так и на торце зуба ( $\varphi = 0^\circ$ ).

**ПРОФІЛЮВАННЯ ЗБІРНИХ ФРЕЗ З ПРЯМИМИ ЗУБАМИ, ЗАТИЛОВАННИМИ ПО КОЛУ В КОРПУСІ ПРИСТОСУВАННЯ З ПОХИЛИМИ ПАЗАМИ**

Ковальова Л.І.

У роботі вирішено завдання аналітичного визначення профілю задньої поверхні збірних фрез, затилованих по колу в корпусі пристосування з похилими пазами. Виведені розрахункові залежності для визначення величин нормальних задніх кутів в різних точках різальної кромки збірної фрези з прямими зубами. Показано, що в цьому випадку позитивні задні кути створюються як у вершинній точці ( $\varphi = 90^\circ$ ) різальної кромки зуба фрези, так і на торці зуба ( $\varphi = 90^\circ$ ).

**PROFILING OF INTERLOCKING SIDE MILL WITH STRAIGHT TEETH, BACKED-OFF ON CIRCLE IN CORPS OF ADJUSTING DEVICE WITH INCLINED SLOTS**

Kovalova L.

The task of analytical determination of type of back surface of interlocking side mills, backed-off on a circumference in the corps of adjusting device with inclined slots is decided in this work. Finding dependences are shown out for determination of sizes of normal back corners in the different points of cutting edge of interlocking side mills with direct slots. It is shown that in this case positive back corners are created both in the tooth tip ( $\varphi = 90^\circ$ ) of cutting edge of tooth of milling cutter and on the end face end of tooth ( $\varphi = 0^\circ$ ).

Ключевые слова: Сборные дисковые фрезы, затылование по окружности, профилирование, геометрия режущей части, режущий инструмент

Ключові слова:Збірні дискові фрези, затилювання по колу, профілювання, геометрія різальної частини, різальний інструмент

Keywords: Surface of rotation, interlocking side mill, backed-off on circle, tool geometry, cutting tool

Дата надходження статті: 26 листопада 2012 р.

**Казакова Т.В., Бобловская Ю.Ю.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЯ КАЧЕСТВА МЕЛКОРАЗМЕРНЫХ СБОРНЫХ ТОРЦОВЫХ ФРЕЗ С ЦЕЛЮ ОПТИМИЗАЦИИ ИХ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ФРЕЗЕРОВАНИЯ**

### *Введение*

В настоящее время для обработки плоскостей наиболее часто применяют сборные торцовые фрезы. Широкое распространение торцовых фрез обусловлено их следующими преимуществами: высокая производительность фрезерования за счет одновременной работы большого числа зубьев, меньшая шероховатость обработанной поверхности, экономия инструментального материала за счет изготовления сборных конструкций.

В условиях тяжелого машиностроения наиболее часто применяют торцовые фрезы диаметром 250 и 315(320) мм, реже- торцовые фрезы диаметром 200 и 160 мм, еще реже- мелкокоразмерные фрезы диаметром 50...125 мм. Для повышения универсальности и применяемости мелкокоразмерных торцовых фрез необходимо расширить их технологические возможности, оптимизировать конструктивные параметры и условия эксплуатации.

Зарубежными фирмами (Sandvik Coromant, Seco, Pramet и др.) выпускается широкая номенклатура торцовых фрез диаметром 40...160 мм, которые оснащают твердосплавными неперетачиваемыми пластинами различной формы и размеров, и рекомендуют для обработки различных материалов с различными режимами резания. Поэтому перед потребителями всегда стоят вопросы правильного выбора конструкции фрезы, имеющей высокую надежность (безотказность и долговечность) и возможность ее восстановления (ремонтпригодность).

**Целью** настоящей работы является: повышение эффективности фрезерования мелкокоразмерными торцовыми фрезами за счет расширения их технологических возможностей, оптимизации конструктивных параметров и выбора рациональных условий эксплуатации.

### *Задачи работы*

1. Расширить универсальность фрез диаметром 80...125 мм за счет расширения их технологических возможностей путем обработки не только плоскостей, но и пазов и уступов.
2. С учетом свойств, составляющих качество сборных торцовых фрез, выбрать рациональную конструкцию фрезы.
3. Рассчитать оптимальные значения конструктивных и эксплуатационных параметров фрез диаметром 80...125 мм ( $S_z$ ,  $n$ ) с учетом обеспечения максимальной производительности фрезерования.

Объектами исследований являлись сборные торцовые фрезы фирмы Pramet: S45SN12Z, W45SE123F, W75SP12D, F60SB22X и фирмы Seco- 220.69-16G с углами в плане 45,75 и 90 градусов. Структуру свойств, составляющих качество фрез, определяли с учетом рекомендаций /1/. Оценку качества фрез проводили по комплексным показателям, которые рассчитывали по формуле

$$K = \sum_{i=1}^N B_i K_i \quad (1)$$

где  $K_i$  – оценка  $i$ -го условно-простого свойства в баллах;

$B_i$  – весомость  $i$ -го условно-простого свойства.

Оценку условно-простых свойств проводили по 5-балльной шкале. Оптимизацию условий эксплуатации фрез производили по максимальной производительности методом линейного программирования /2/. Для получения математических моделей расчета конструктивных параметров фрез использовали пакет программ Excel. Методика определения оптимальных конструктивных параметров и условий эксплуатации торцовых фрез показана на рисунке 1.

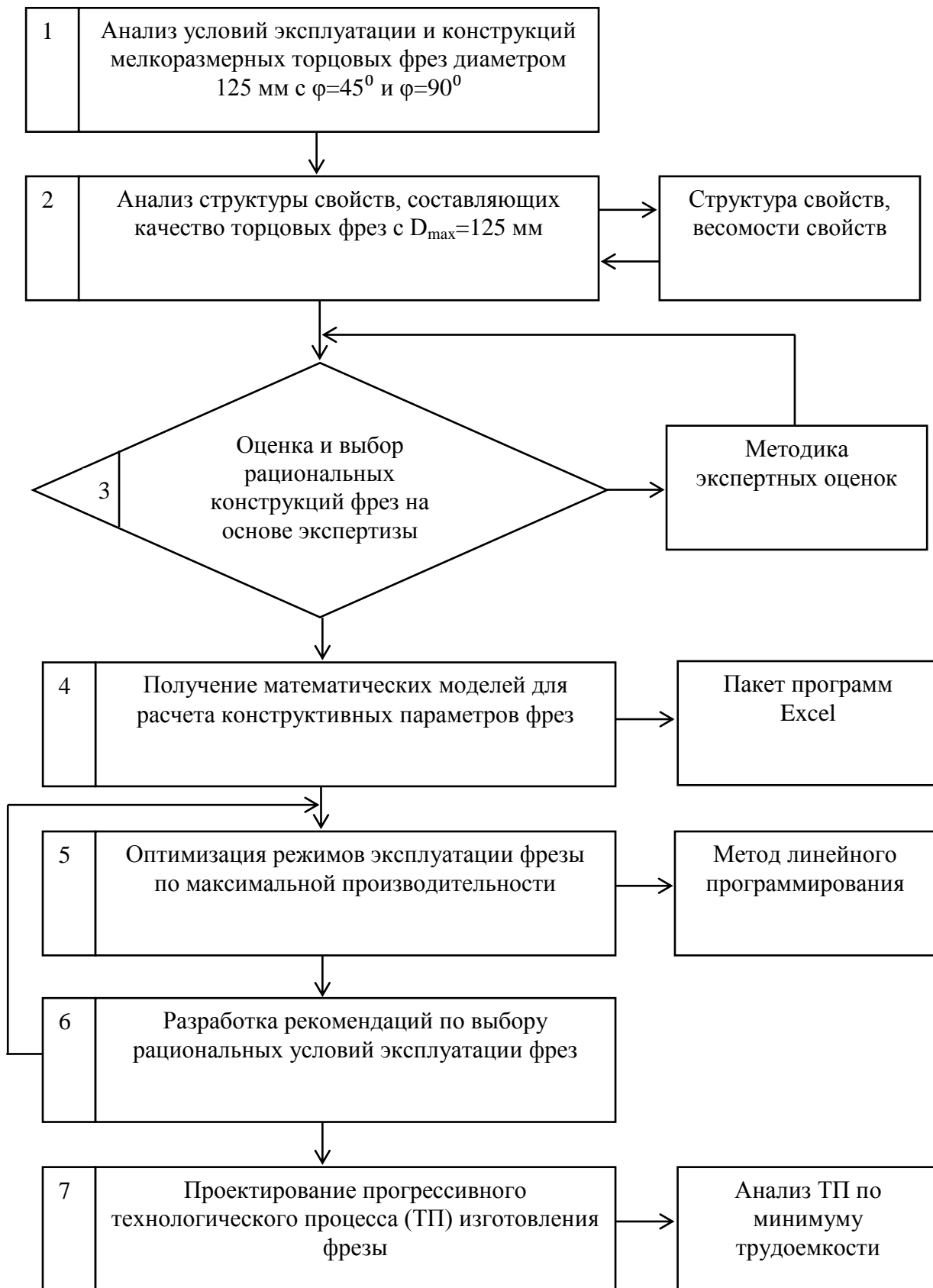


Рис.1 – Методика определения оптимальных конструктивных параметров и условий эксплуатации торцевых фрез



Структура свойств, составляющих качество сборных торцовых фрез, приведена на рисунке 2. Наиболее весомыми показателями качества являются: прочность и жесткость, технологичность и приспособленность к ремонту. Результаты расчета комплексных показателей качества приведены в таблице 1. В результате расчетов установлено, что наивысший показатель качества имеет фреза фирмы Seco 220.69-16G (рис.3).

Основными конструктивными параметрами торцовых фрез, обеспечивающими высокую производительность фрезерования, являются диаметр (D) и число зубьев (Z). Выбор диаметра фрезы осуществляют исходя из ширины фрезерования, а также исходя из знаменателя геометрической прогрессии ряда частот вращения фрезерного станка, что обеспечивает, при относительно небольшой номенклатуре фрез, широкий диапазон скоростей резания. Для выбора числа зубьев сборных фрез учитывали материал заготовки, возможность закрепления сменных пластин (СМП) и необходимое пространство для размещения стружки. Для расчета числа зубьев сборных фрез рекомендуют следующие зависимости:  $Z = (0.05 \dots 0.06) D$  – при обработке стали;  $Z = 0,1 D$  – при обработке чугуна [1].

Экспериментальные исследования условий эксплуатации торцовых мелкогабаритных фрез, оснащенных различными формами и размерами СМП, рекомендуемых для обработки материалов групп P, K, M, S, N, позволили установить зависимость числа зубьев фрез от диаметра при различной толщине режущей пластины (рис.4). Математические модели для расчета числа зубьев имеют вид:

$$Z = 0,34 D^{0,74} \quad (2)$$

$$Z = 0,24 D^{0,76} \quad (3)$$

Зависимость (2) рекомендуется при толщине пластины 3,97 мм, зависимость (3) – при 4,76...5,67 мм.

Определение оптимальных режимов для мелкогабаритных торцовых фрез проводили методом линейного программирования [2]. Оптимальный режим резания находили с учетом известных физических связей между параметрами режима и технологическими требованиями к обработке. В качестве критерия оптимальности было выбрано основное технологическое время, которое должно быть минимальным при однопроходной обработке.

$$T_o = L/S_m = L/S_z Z n = \min, \quad (4)$$

где L- длина обработки, мм;

$S_m$ - минутная подача, мм\*мин<sup>-1</sup>;

$S_z$ - подача на зуб, мм\*зуб<sup>-1</sup>;

Z- число зубьев;

n- частота вращения, мин<sup>-1</sup>.

Для получения  $T_o = \min$  необходимо, чтобы  $(S_z n) = \max$ . Необходимо найти такие значения  $S_z$  и n, которые удовлетворяют всем наложенным ограничениям, при которых достигается максимум производительности ( $T_o = \min$ ).

В качестве ограничений приняты:

1. Режущая способность инструмента (скорость резания V);

2. Эффективная мощность станка ( $N_{эф}$ );

3. Минимальная частота вращения станка  $n_{\min}$ ;

4. Максимальная частота вращения станка  $n_{\max}$ ;

5. Минимальная минутная подача  $S_{m \min}$ ;

6. Максимальная минутная подача  $S_{m \max}$ .

Графическая интерпретация математической модели оптимального режима при фрезеровании стали торцовыми фрезами  $D = 125$  мм фирмы Seco показана на рисунке 5 (нумерация линий соответствует вышеназванным ограничениям).

Оптимальной с точки зрения производительности является  $S_z = 0,24$  мм\*зуб<sup>-1</sup> и  $n = 315$  мин<sup>-1</sup> при глубине резания 10 мм. Как показали исследования, основным лимитирующим фактором является мощность фрезерных станков, что не позволяет максимально использовать режущую способность инструмента.

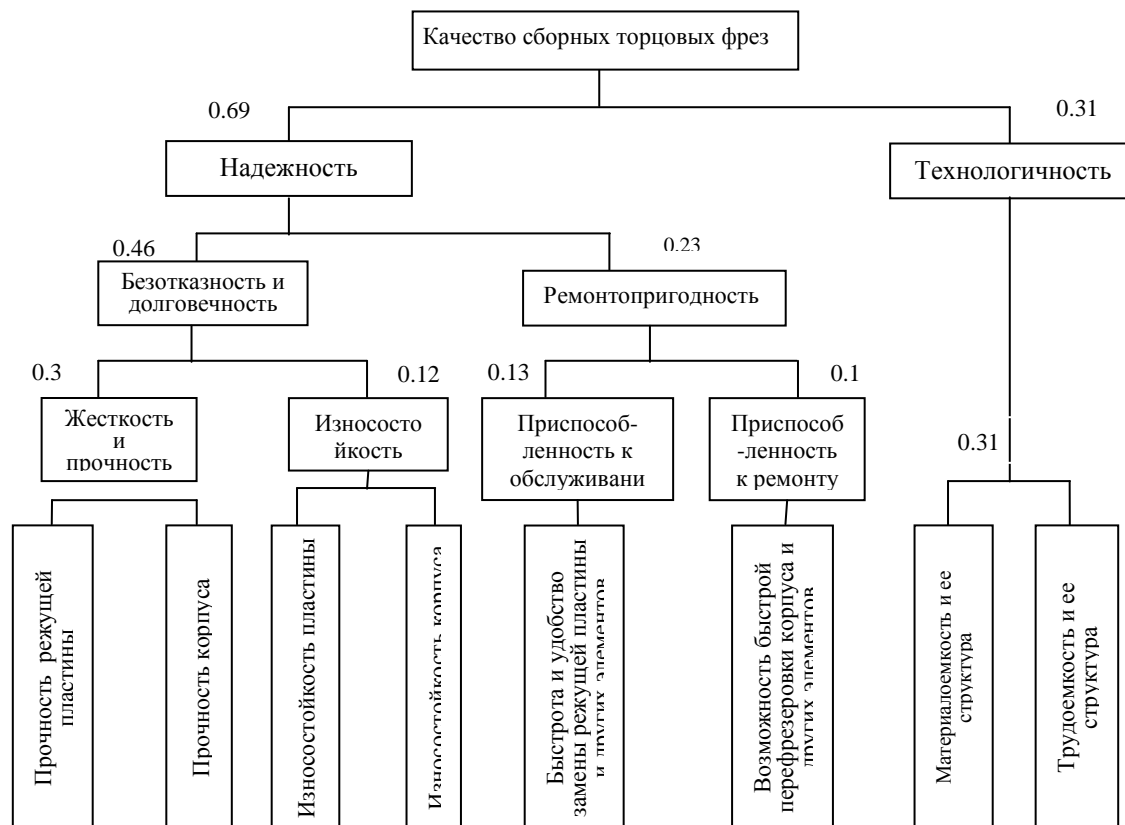


Рис. 2 – Структура свойств, составляющих качество сборных торцовых фрез

Таблица 1

Результаты расчета качества торцовых фрез

Тип конструкции	Показатели качества и их весомости					Комплексная оценка <b>K</b> , баллов
	Прочность и жесткость, $V=0,34$	Износостойкость, $V=0,12$	Приспособленность к обслуживанию, $V=0,13$	Приспособленность к ремонту, $V=0,10$	Технологичность, $V=0,31$	
Pramet S45SN12Z	0,68	0,60	0,65	0,30	1,55	3,78
Pramet W45SE123F	1,50	0,60	0,52	0,20	0,77	3,59
Pramet W75SP12D	1,70	0,60	0,52	0,20	0,62	3,64
Pramet F60SB22X	1,70	0,48	0,52	0,20	0,62	3,52
Seco 220.69-16G	0,68	0,60	0,65	0,40	1,55	3,88

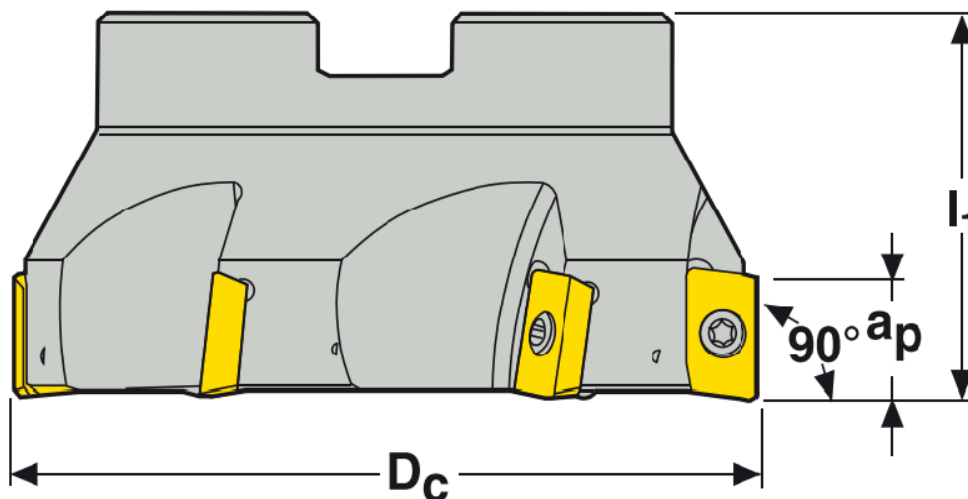


Рис. 3 – Фреза торцовая фирмы SECO 220.69-16G

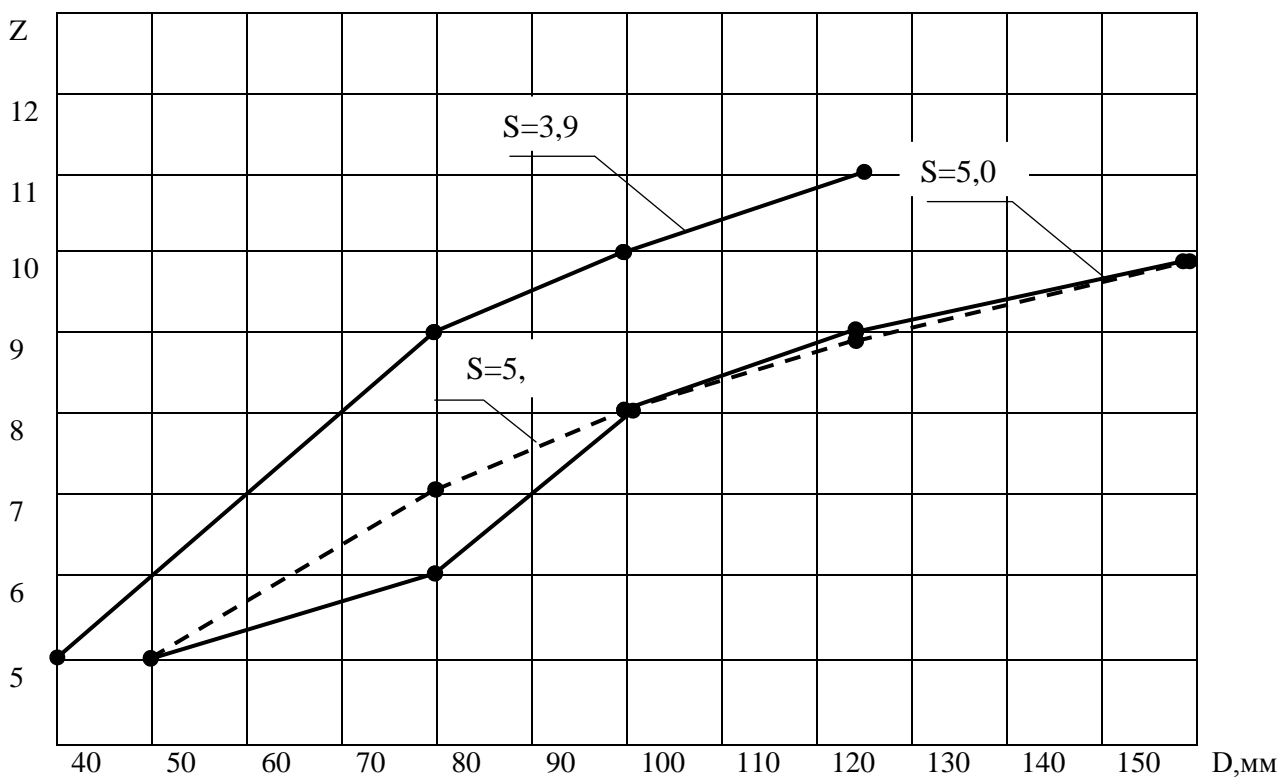


Рис.4 – Зависимость числа зубьев от диаметра при различной толщине пластины S

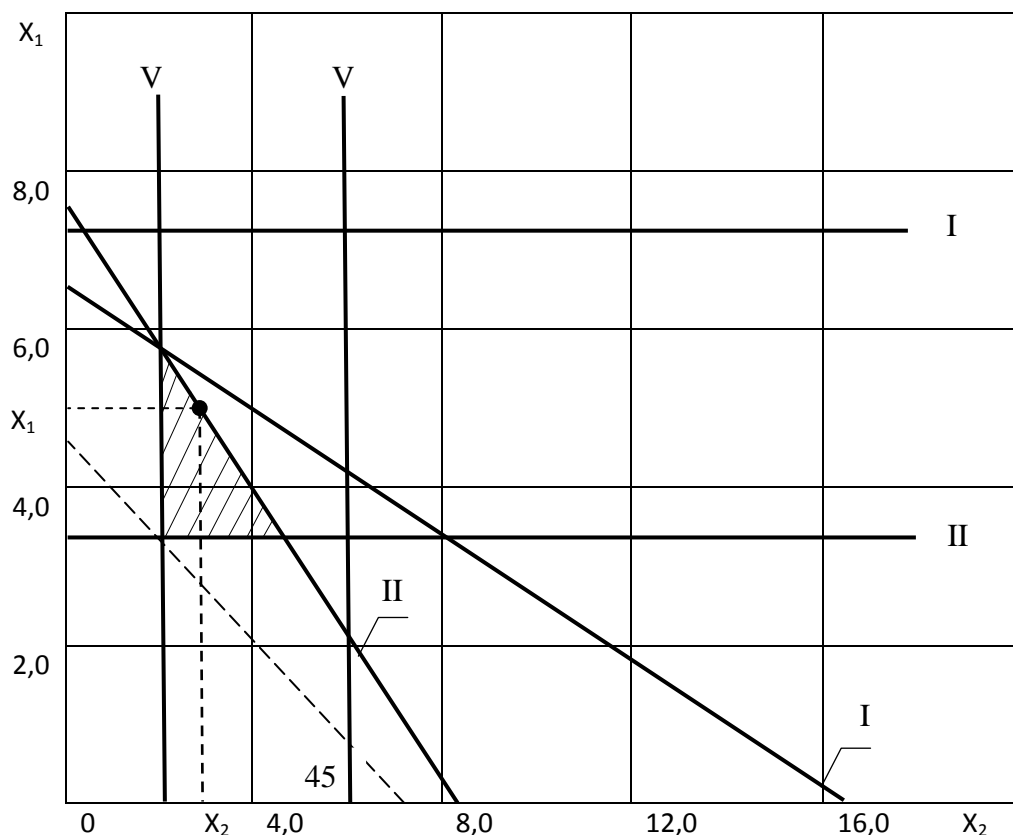


Рис. 5 – Определение оптимальных режимов резания методом линейного программирования

### Выводы

1. С учетом свойств, составляющих качество сборных торцовых фрез, определены комплексные показатели качества и выбрана оптимальная конструкция насадных мелкогабаритных фрез ( фреза фирмы Seco).

2. На основе экспериментальных исследований условий эксплуатации мелкогабаритных торцовых фрез, оснащенных различными формами и размерами СМП и рекомендуемых для обработки материалов групп Р, К, М, S, N, установлена зависимость числа зубьев от диаметра при различной толщине пластины. Получены математические модели для расчета числа зубьев.

3. Методом линейного программирования определены оптимальные значения  $S_z$  и  $n$  для фрез  $D = 125$  мм, обеспечивающие максимальную производительность фрезерования.

**Перечень источников литературы 1.** Сборный твердосплавный инструмент/Г.Л.Хаеа, В.М.Гах, К.Г.Громаков и др. Под общ. ред.Г.Л.Хаеа.- М.:Машиностроение, 1986.- 256 с. 2.Казакова Т.В. Математичне моделювання процесів різання та різальних інструментів:Навчальний посібник.- Краматорськ: ДДМА, 2004.- 156 с. ISBN 966-7851-17-6.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

ИССЛЕДОВАНИЯ КАЧЕСТВА МЕЛКОРАЗМЕРНЫХ СБОРНЫХ ТОРЦОВЫХ  
ФРЕЗ С ЦЕЛЬЮ ОПТИМИЗАЦИИ ИХ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ И  
ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ФРЕЗЕРОВАНИЯ

Казакова Т.В., Бобловская Ю.Ю.

Проведен анализ конструкций сборных торцовых фрез с максимальным диаметром 125 мм. С учетом свойств, составляющих качество фрез, определены комплексные показатели качества и выбрана рациональная конструкция фрезы. На основе экспериментальных исследований установлена зависимость числа зубьев фрез от диаметра при различной толщине пластины. Получены математические модели для расчета числа зубьев. Методом линейного программирования определены оптимальные значения подачи на зуб и частоты вращения фрезы, обеспечивающие максимальную производительность при фрезеровании стали.

ДОСЛІДЖЕННЯ ЯКОСТІ ДРІБНОРОЗМІРНИХ ЗБІРНИХ ТОРЦЕВИХ ФРЕЗ З  
МЕТОЮ ОПТИМІЗАЦІЇ ЇХ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ ТА ПРОДУКТИВНОСТІ  
ФРЕЗЕРУВАННЯ

Казакова Т.В., Бобловська Ю.Ю.

Виконаний аналіз конструкцій збірних торцевих фрез з максимальним діаметром 125 мм. З урахуванням властивостей, що складають якість фрез, визначені комплексні показники якості та вибрана раціональна конструкція фрези. На основі експериментальних досліджень встановлена залежність числа зубців фрез від діаметра для різної товщини пластины. Одержані математичні моделі для розрахунку числа зубців. Методом лінійного програмування визначені оптимальні значення подачі на зуб та частоти обертання фрези, які забезпечують максимальну продуктивність при фрезеруванні сталі.

QUALITY RESEARCH TEAMS SMALL FACE MILLS IN ORDER TO OPTIMIZE  
THEIR DESIGN AND CONSTRUCTION PARAMETERS AND MILLING

Kazakova T.V., Boblovskaya Y.Y.

The analysis of structural precast face mills with a maximum diameter of 125mm. Given the properties that make up the quality of the mills, developing comprehensive quality cutters. Based on experimental studies of the dependence of the diameter of the cutter tooth with different thickness of the plate. The mathematical model to calculate the number of teeth. Method of linear programming to find the optimal values of feed per tooth and speed cutter for maximum performance when milling steel.

Ключевые слова: фрезы торцовые, качество фрез, комплексные показатели качества, диаметр, число зубьев, производительность фрезерования.

Ключові слова: фрези торцеві, якість фрез, комплексні показники якості, діаметр, число зубців, продуктивність фрезерування.

Keywords: mills face, quality mills, comprehensive quality, diameter, number of tooth, milling performance.

Дата надходження статті: 5 грудня 2012 р.

УДК 621. 9. 025.

Гех В.М., Лишенко А.Н.  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

## ИССЛЕДОВАНИЕ И ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКЦИИ КАССЕТНЫХ ТОРЦОВЫХ ФРЕЗ ДЛЯ ЧЕРНОВОЙ ОБРАБОТКИ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ

### *Введение*

Высокопроизводительное фрезерование плоских поверхностей при относительно больших величинах снимаемого припуска было и остается актуальной проблемой. Учитывая современные тенденции развития инструментального производства, для фрезерования больших плоскостей рекомендуются фрезы модульного типа, в корпусах которых устанавливаются унифицированные элементы (модули или кассеты) с механическим креплением сменных многогранных пластин, отличающихся по формам, размерам и геометрическим параметрам (далее – кассетная фреза). При этом конструкция должна отличаться высокими показателями виброустойчивости и прочности, безотказности, долговечности, ремонтпригодности, универсальности и технологичности.

Целью настоящей работы является исследование и оптимизация конструкции кассетной торцовой фрезы для черновой обработки конструкционных сталей на крупных фрезерных станках.

### *Анализ конструкций кассетных фрез*

По результатам экспресс - оценки были отобраны пять конструкций кассетных торцовых фрез, в наибольшей степени приспособленных для черновой обработки конструкционных сталей на крупных фрезерных станках. Ниже приводится описание этих конструкций.

На рисунке 1 показана торцовая фреза системы «Комби» (далее – Комби) [1]. Фреза состоит из корпуса 1, в отверстиях которого установлены цилиндрические державки ножей 2, на концах которых смонтированы сменные многогранные пластины. Закрепляют ножи 2 деформацией упругого стержня 3 под действием перемещающейся в осевом направлении резьбовой втулки 4.

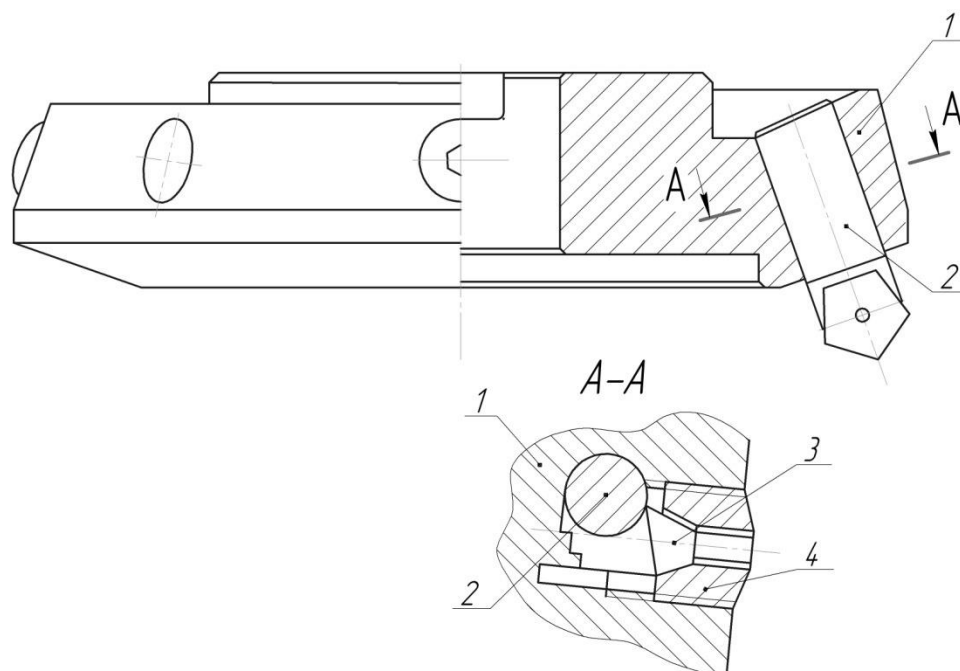


Рис. 1 – Фреза торцовая системы «Комби»

Осевое положение режущей кромки регулируется перемещением ножа вдоль своей оси до соприкосновения вершины режущей пластины с обрабатываемой поверхностью или с плоскостью шаблона; радиальное положение режущей кромки регулируется поворотом ножа вдоль своей оси до соприкосновения кромки с поверхностью шаблона. Цилиндрическая форма державки ножа позволяет совместить в одном движении настройку ножа в осевом и радиальном направлениях.

Недостатком данной конструкции является отсутствие фиксации ножа при выполнении настройки и необходимость использования шаблона. А из-за неточности позиционирования отверстия пластины приходится проводить поднастройку ее положения, что приводит к увеличению времени восстановления фрезы.

На рисунке 2 показана торцовая фреза Всесоюзного научно-исследовательского инструментального института, г. Москва с креплением ножей по ГОСТ 22088-76 [2] (далее – ВНИИ). Фреза состоит из корпуса 1, вставных ножей 2 со штифтами 3, на которые одеваются многогранные пластины 4. При ввинчивании винта 5 нож 2 перемещается в осевом направлении, благодаря чему пластинка 4 через штифт 3 поджимается к базовой поверхности корпуса. Для удобства сборки применяют пружину 6.

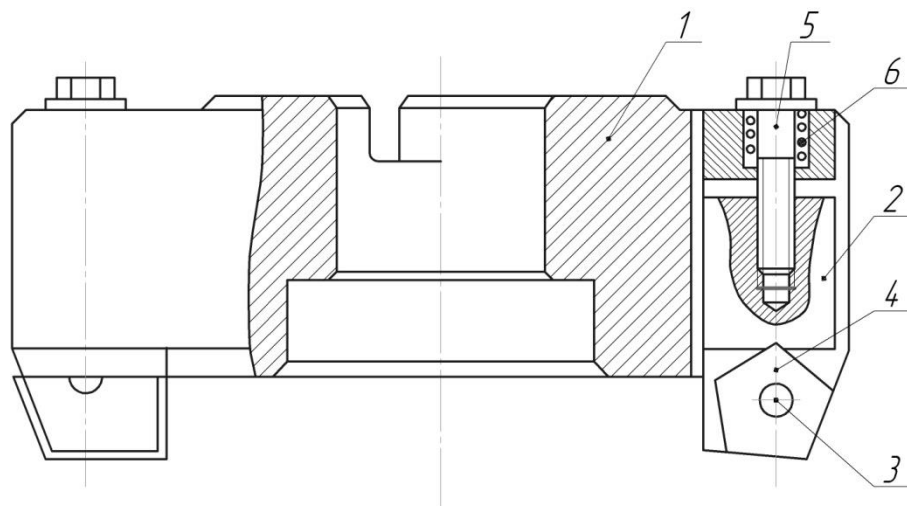


Рис. 2 – Фреза торцовая ВНИИ

Основными достоинствами этих фрез является простота конструкции и высокая ремонтпригодность. Отсутствие на передней поверхности каких – либо элементов крепления не затрудняет свободный сход стружки.

Существенным недостатком этих фрез является низкая жесткость крепления пластины и державки, что в значительной степени снижает стойкость данных фрез. При замене ножа возможны заедания резьбы и даже выпадание ряда деталей механизма крепления.

На рисунке 3 показана фреза с клиновым креплением пластин [3] (далее – винт-клин). Фреза состоит из корпуса 1, в пазах которого в осевом направлении размещены державки 2 с пластинами 3. Державки в пазах закрепляют винтами 4. Ось винтов 4 расположена под углом к оси фрезы для того, чтобы державка 2 своим выступом, входящим в кольцевой паз корпуса, поджималась к плоскости кольцевого паза в осевом направлении. Наличие выступа и его взаимодействие с кольцевым пазом корпуса фрезы обеспечивает надежное фиксирование державки с пластиной. Режущая пластина базируется в гнезде, которое выполнено в державке, и закрепляется со стороны передней поверхности клиновой вставкой 5, перемещаемой винтом 6.

К недостаткам конструкции следует отнести: необходимость изменения параметров клина при использовании пластин различной толщины и ограниченные размеры канавки для размещения сходящей стружки, невозможность регулирования ножей в осевом направлении.

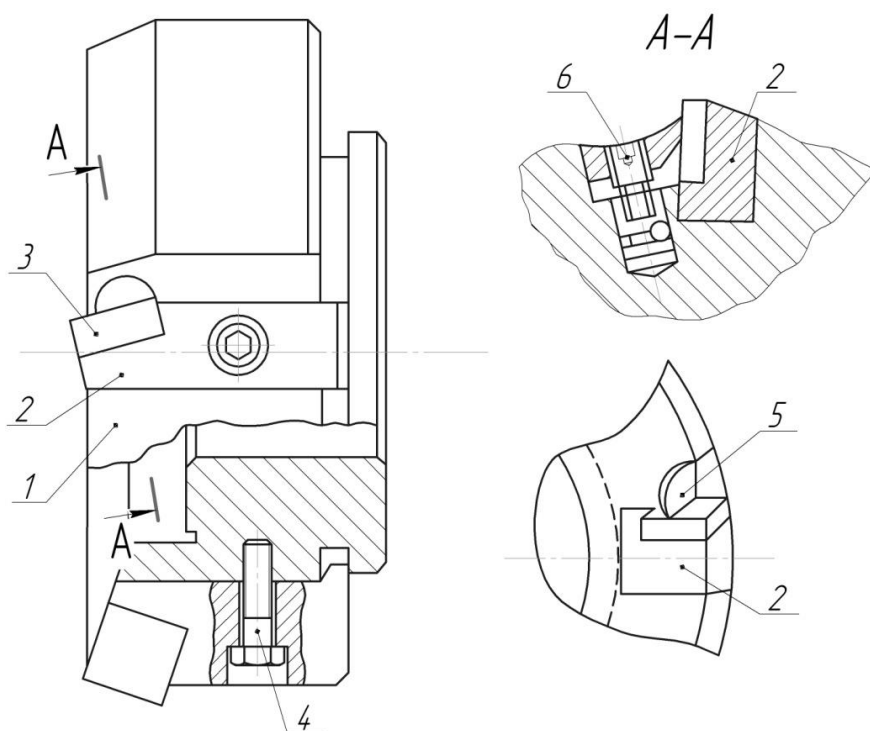


Рис. 3 – Фреза торцовая с клиновым креплением пластин

На рисунке 4 показана конструкция фрезы Novex 2000 [4] (далее – Novex 2000). Фреза состоит из корпуса 1, в сквозных продольных пазах которого установлены кассеты 2 с режущими пластинами. Державки кассет закрепляются цилиндрическими втулками 3. Втулка 3 поджимается дифференциальным винтом 4, ввернутым в резьбовые отверстия соответственно втулки и корпуса. При завинчивании винта 4 втулка 3 прижимает кассету по упорной поверхности к корпусу. Кассеты своим торцом упираются в кольцо 5, закрепленное на корпусе фрезы при помощи болтов 6. В данной конструкции не обеспечивается плотное прижатие кассеты к упорной поверхности корпуса, что приводит к снижению виброустойчивости фрезы.

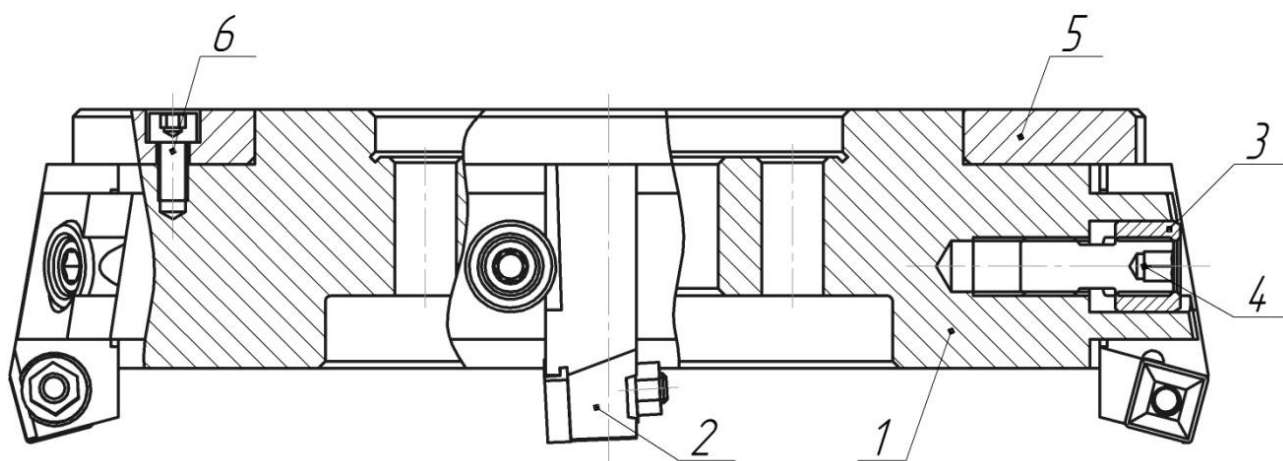


Рис. 4 – Фреза торцовая кассетная Novex 2000

На рисунке 5 показана конструкция фрезы Novex 2013, в которой был устранен указанный выше недостаток конструкции Novex 2000 – надежное прижатие кассеты к упорной поверхности осуществляется за счет расположения крепежного винта 4 под углом  $10^\circ$  к торцовой плоскости корпуса. При закреплении кассета смещается не только в радиальном направлении, но и осевом.



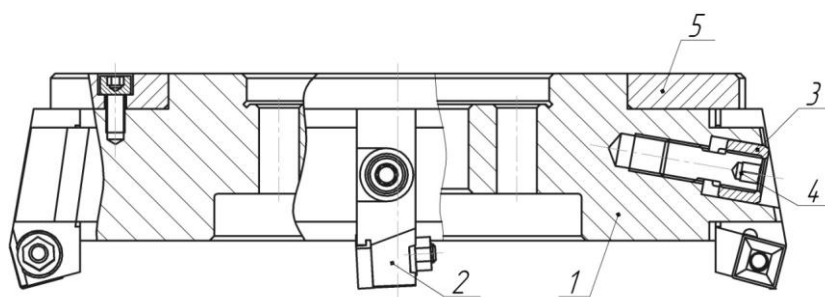


Рис. 5 – Фреза торцовая кассетная Novex 2013

**Экспертные исследования конструкций кассетных фрез**

В ходе предпроектного анализа должны быть изучены свойства, составляющие качество инструмента, оценена их весомость и определены комплексные показатели качества конструкций - аналогов.

В таблице 1 приведены структура свойств, составляющих качество торцовых кассетных фрез для черновой обработки конструкционных сталей на крупных фрезерных станках с глубиной фрезерования 5...10 мм, а также весомости свойств и их признаков, определенные методом групповой открытой экспертизы.

Таблица 1

Весомость показателей качества и их признаков

Единичные показатели качества	Признаки единичных показателей качества	Весомость признаков		Весомость единичных показателей качества
		отдельно	итоговая	
Виброустойчивость	Деление среза по ширине	0,20	0,054	0,27
	Деление среза по толщине	0,16	0,043	
	Схема сил крепления пластины	0,22	0,059	
	Базирование пластины	0,17	0,046	
	Базирование кассеты	0,14	0,033	
	Схема сил крепления кассеты	0,11	0,030	
Прочность	Форма поперечного сечения пластины	0,30	0,084	0,28
	Сплошность пластины	0,29	0,081	
	Характеристика опорной зоны	0,25	0,070	
	Форма корпуса	0,16	0,045	
Ремонтопригодность	Характеристика механизма крепления	0,3	0,043	0,15
	Характеристика механизма регулирования	0,19	0,030	
	Возможность восстановления корпуса фрезы	0,29	0,046	
	Возможность восстановления корпуса кассеты	0,22	0,035	
Универсальность	Размерная характеристика узла крепления	0,56	0,062	0,10
	Число видов закрепляемых пластин	0,44	0,48	
Технологичность	Число деталей	0,44	0,079	0,16
	Число сложных деталей или поверхностей	0,56	0,101	

Здесь следует отметить, что в отличие от сборных резцов, где такие единичные показатели качества как виброустойчивость и прочность зависят от одних и тех же признаков (см. статья Мироненко Е.В. и др. в данном сборнике), то для сборных фрез виброустойчивость и прочность конструкции зависят от различных признаков. Поэтому виброустойчивость и прочность выделены как отдельные показатели качества. Если для сборных резцов прочность считается более важным показателем качества, то для сборных фрез виброустойчивость и прочность являются равноценными показателями (весомости соответственно 0,27 и 0,28). Для фрез прочность конструкции играет меньшую роль, чем для резцов из-за того, что режущий элемент фрезы подвержен меньшим нагрузкам, а также фреза является многозубым инструментом и выход из строя одного из режущих элементов не всегда требует остановки работы инструмента. В сумме показатели виброустойчивости и прочности для сборных фрез имеют значительно более высокую весомость, чем для сборных резцов (0,55 против 0,40).

Весомость технологичности конструкции фрез также является достаточно высокой и равна 0,16.

Не менее важным свойством является ремонтпригодность (приспособленность к обслуживанию и восстановлению), определяемая характеристикой механизма крепления и регулирования, возможностью восстановления как корпуса фрезы, так и самой кассеты (весомость 0,15).

Кассетные фрезы являются инструментом широкого применения, поэтому универсальность конструкции выделена как отдельное свойство (весомость 0,10).

В таблице 2 приведены оценки признаков свойств кассетных торцовых фрез при черновой обработке конструкционных сталей на крупных фрезерных станках.

По результатам оценки видно, что фрезы конструкции Novex превосходят остальные конструкции по большинству критериев. По критерию виброустойчивость конструкция Novex 2013 выигрывает за счет более удачного базирования кассеты на выемку в корпусе и схемы сил крепления кассеты, действующих как в направлении опорной, так и в направлении упорной поверхностей (по этим критериям конструкция оценена в 5 баллов). Конструкция ВНИИ существенно проигрывает из-за отсутствия силы прижатия ножа по опорной и упорным поверхностям.

По ремонтпригодности наилучшими оказались конструкции ВНИИ и Novex 2013. Фреза ВНИИ характеризуется возможностью менее трудоемкого восстановления корпуса, а в конструкции фрезы Novex 2013 отсутствует необходимость регулирования кассет как при их замене, так и при замене пластин. Фреза Комби имеет наименьшие оценки по данному показателю, так как требует регулировки с установкой по следу или с использованием специального приспособления даже при замене пластины. А из-за неточности позиционирования отверстия пластины приходится проводить поднастройку ее положения, что приводит к увеличению времени восстановления фрезы.

По критерию универсальности наилучшей является конструкция Novex 2013; также достаточно высокие оценки получили фрезы с креплением Винт-клин и Novex 2000. Несмотря на то, что конструкция ВНИИ имеет компактный узел крепления, она получила самую низкую оценку, так как при базировании пластин в корпус можно закрепить пластины только одного типоразмера.

Фрезы конструкции Novex содержат меньше, чем другие фрезы, наименований ненормализованных деталей. Конструкции фрез Комби и Винт-клин имеют сложный в технологическом отношении корпус, поэтому по критерию технологичности фрезы этого типа получили более низкие оценки.

Таблица 2

## Оценки признаков свойств, соответствующие оцениваемым конструкциям

Единичные показатели качества	Признаки единичных показателей качества	Типы конструкций				
		Комби	ВНИИ	Винт-клин	Novex 2000	Novex 2013
Виброустойчивость	Деление среза по ширине	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
	Деление среза по толщине	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
	Схема сил крепления пластины	3,2	3,2	4,0	4,0	4,0
	Базирование пластины	4,0	4,8	4,5	4,5	4,5
	Базирование кассеты	2,5	3,0	3,5	4,0	5,0
	Схема сил крепления кассеты	3,0	2,5	4,0	4,5	5,0
Прочность	Форма поперечного сечения пластины	2,5	2,5	3,5	2,5	2,5
	Сплошность пластины	2,5	2,5	3,5	2,5	2,5
	Характеристика опорной зоны	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
	Форма корпуса	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
Виброустойчивость	Характеристика механизма крепления	3,0	4,0	3,0	4,0	4,0
	Характеристика механизма регулирования	2,5	4,5	2,5	4,0	4,5
	Возможность восстановления корпуса фрезы	2,5	4,0	4,0	4,0	4,0
	Возможность восстановления корпуса кассеты	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
Универсальность	Размерная характеристика узла крепления	3,5	4,0	4,0	4,0	4,5
	Число видов закрепляемых пластин	3,5	2,5	3,5	3,5	3,5
Технологичность	Число деталей	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0
	Число сложных деталей или поверхностей	3,5	4,0	3,5	4,0	4,0

Фрезы конструкции Novex содержат меньше, чем другие фрезы, наименований ненормализованных деталей. Конструкции фрез Комби и Винт-клин имеют сложный в технологическом отношении корпус, поэтому по критерию технологичности фрезы этого типа получили более низкие оценки.

После обработки результатов экспертизы с учетом весомостей признаков получены оценки конструкций по признакам и единичным показателям качества, а также комплексные показатели качества оцениваемых конструкций кассетных фрез (таблица 3). Конструкция Novex 2013 получила самые высокие баллы как по большинству отдельных признаков, так и по комплексному показателю качества. Эта конструкция может быть рекомендована как базовая для черновой обработки конструкционных сталей на крупных фрезерных станках.

Таблиця 5.3

## Результаты экспертной оценки конструкций касетных фрез

	Типы конструкций														
	Комби			ВНИИ			Винт-клин			Novex 2000			Novex 2013		
Единичные показатели качества	Оценка по признакам с учетом весомости	Оценка по свойству	С учетом весомости свойства	Оценка по признакам с учетом весомости	Оценка по свойству	С учетом весомости свойства	Оценка по признакам с учетом весомости	Оценка по свойству	С учетом весомости свойства	Оценка по признакам с учетом весомости	Оценка по свойству	С учетом весомости свойства	Оценка по признакам с учетом весомости	Оценка по свойству	С учетом весомости свойства
	Признаки единичных показателей качества	0,5			0,5			0,5			0,5			0,5	
0,4				0,4			0,4			0,4			0,4		
0,70		2,96	0,27	0,70	3,12	0,84	0,88	3,48	0,94	0,88	3,6	0,97	0,88	3,8	1,03
0,68				0,82			0,77			0,77			0,77		
Виброустойчивость	0,35			0,42			0,49			0,56			0,7		
	0,33			0,28			0,44			0,49			0,55		
	0,75			0,75			1,05			0,75			0,75		
	0,73	3,12	0,87	0,73	3,12	0,87	1,01	3,7	1,03	0,73	3,12	0,87	0,73	3,12	0,87
Прочность	1			1			1			1			1		
	0,64			0,64			0,64			0,64			0,64		
	0,9			1,2			0,9			1,2			1,2		
	0,48	2,66	0,4	0,86	3,77	0,57	0,48	3,09	0,46	0,76	3,67	0,55	0,86	3,77	0,57
Ремонтопригодность	0,73			1,16			1,16			1,16			1,16		
	0,55			0,55			0,55			0,55			0,55		
	1,96	3,5	0,35	2,24	3,34	0,33	2,24	3,78	0,38	2,24	3,78	0,38	2,52	4,06	0,41
	1,54			1,1			1,54			1,54			1,54		
Универсальность	1,76			1,76			1,76			1,76			1,76		
	1,96	3,72	0,60	2,24	4	0,64	1,96	3,72	0,60	2,24	4	0,64	2,24	4	0,64
Технологичность															
Комплексный показатель качества															
	2,49			3,25			3,31			3,41			3,52		

### **Выводы**

В результате экспертных исследований различных конструкций торцовых кассетных фрез установлено, что предлагаемая конструкция фрезы отличается наиболее высокими показателями виброустойчивости, ремонтпригодности, универсальности и технологичности. Эта конструкция рекомендуется как базовая для черновой обработки конструкционных сталей на крупных фрезерных станках.

**Перечень источников литературы:** 1. Торцовая фреза А.С. №1287987 СССР, МКИ В23 С5/06 / Г.Ф.Филиппов, Ю.В.Высоцкий, В.С.Гузенко, А.П. Шелес (СССР) / 3982685/25-08. Заявлено 17.09.85; Опубликовано 07.02.88 г. Бюл.№5. – 3с.

2. Государственный стандарт СССР 22088-76. Фрезы торцовые концевые с механическим креплением круглых твердосплавных пластин. Введ. 26.08.1976. – 6с.

3. Сборный твердосплавный инструмент / Г.Л. Хае, В.М. Гах, К.Г. Громаков и др. – М. Машиностроение, 1989. – 256с.

4. Торцовая фреза Пат. №23399А Украина, МКИ В23 С5/06 / Гузенко В.С., Мироненко Е.В., Аносов В.Л., Носков В.В. (Украина) / №95062964. Заявлено 23.06.95; Опубликовано 31.08.98 г. Бюл.№4 . – 3с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДГМА

## ИССЛЕДОВАНИЕ И ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКЦИИ КАССЕТНЫХ ТОРЦОВЫХ ФРЕЗ ДЛЯ ЧЕРНОВОЙ ОБРАБОТКИ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ НА КРУПНЫХ ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКАХ

Гах В.М., Лишенко А.Н.

В статье приводится описание различных конструкций кассетных торцовых фрез для черновой обработки конструкционных сталей на крупных фрезерных станках. Для сравниваемых конструкций фрез получены фактические значения весомостей показателей качества и их признаков, оценки признаков свойств, оценки по признакам и единичным показателям, а также комплексные показатели качества.

## ДОСЛІДЖЕННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ КОНСТРУКЦІЇ КАСЕТНИХ ТОРЦОВИХ ФРЕЗ ДЛЯ ЧОРНОВОЇ ОБРОБКИ КОНСТРУКЦІЙНИХ СТАЛЕЙ НА ВАЖКИХ ФРЕЗЕРНИХ ВЕРСТАТАХ

Гах В.М., Лішенко О.М.

В статті приводиться опис різних конструкцій касетних торцевих фрез для чорнкової обробки конструкційних сталей на важких фрезерних верстатах. Для порівнювальних конструкцій фрез отримані фактичні значення вагомостей показників якості та їх ознак, оцінки ознак властивостей, оцінки за ознаками та одиничними показниками, а також комплексні показники якості.

## RESEACH AND OPTIMIZATION OF CONSTRUCTION OF CASSETTE FACE MILLING CUTTERS FOR ROUGHING STRUCTURAL STEEL FOR HEAVY MILLING MACHINES

Gah V.M., Lishenko A.N.

The paper gives a description of the different construction of cassette face milling cutters for roughing structural steel for heavy milling machines. For these construction of milling cutters were obtained the actual values of weightiness quality indicators and their signs, evaluation for signs of properties, evaluation on grounds and the individual indicators, as well as comprehensive indicators of quality.

Ключевые слова: Кассетная фреза, виброустойчивость, ремонтпригодность, универсальность, технологичность, прочность.

Ключові слова: Касетна фреза, вібростійкість, ремонтпридатність, універсальність, технологічність, міцність.

Key words: Cassette milling cutter, vibrostability, reparability, universality, manufacturability, stability.

Дата надходження статті: 22 грудня 2012 р.

## РОЗДІЛ 2 ЯКІСТЬ ТА НАДІЙНІСТЬ МЕТАЛОРІЗАЛЬНОГО ОБЛАДНАННЯ

УДК 669.01:621.7/2.002

**Ковалев В.Д., Клочко А.А., Кравченко Д.А., Киреев Е.Н.**

ДГМА, г.Краматорск, Украина

ООО «Константиновский завод механического оборудования»

### ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПЕРЕДАЧ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ

#### *Введение.*

Одним из важных направлений применения гидродинамической теории смазки является практическое использование разработок в тяжелых токарных станках (рис. 1 и рис. 2), работающих на высоких скоростях ( $v = 10-15$  м/с) высоких нагрузках.



Рис. 1 - Тяжелый токарный станок модели ŠKODA SG 5



Рис. 2- Тяжелый токарный станок модели 1K670Ф3

### *Основная часть*

Первую попытку применить гидродинамическую теорию смазки для расчета цилиндрических поверхностей с большой разностью радиусов сделал Г. М. Мартин. Позже этой же задачей занимался А. М. Эртель, Н. А. Слезкин [1], Пеплер и др. Их работы были основаны на так называемой классической гидродинамической теории смазки. В них предполагалось, что:

- поверхности трения не деформируются (абсолютно жесткие);
- вязкость масла является постоянной во всей области трения.

В результате применения этих исследований для анализа работы передач и подшипников качения были получены столь малые толщины смазочного слоя, что возникли даже сомнения в возможности существования жидкостного трения. Стремясь приблизить теорию и расчет к практике эксплуатации соответствующих деталей, А. Н. Грубин, А. Камерон, Е. Ивен и Е. Гаткомб начали учитывать зависимость вязкости масла от давления, но не учитывали деформации поверхностей. Академик П. Л. Капица [1, 2] впервые применил классическую гидродинамическую теорию смазки к расчету поверхностей с двойной кривизной (качение шарика по беговой дорожке), при этом он учел влияние зависимости вязкости масла от давления. Эту же задачу решил М. В. Коровчинский.

Однако учет зависимости вязкости масла от давления без принятия во внимание деформации поверхностей не мог существенно изменить результаты и привести теорию в соответствие с практикой.

Исследования, проведенные А. М. Эртедем [1] по подшипникам качения и скольжения, показали, что при наличии зависимости вязкости масла от давления в области трения возникают большие местные давления, которые вызывают значительные деформации трущихся поверхностей. Очевидно, что без учета этих деформаций невозможно разработать теорию, близкую к действительности.

Теоретические работы рассматривали изотермическую стационарную контактно-гидродинамическую задачу для жидкостей, находящихся в ньютоновском состоянии. При этом, как будет далее показано, эксперименты практически почти всех исследователей приводили к результатам, хорошо согласующимся с результатами автора. Были проведены новые опыты [1, 2], результаты которых не согласуются ни с нашими расчетами, ни с другими теоретическими результатами. В этих экспериментах жидкость находится не в ньютоновском состоянии.

В контактно-гидродинамической теории не учитывалось неньютоновское поведение жидкости.

Ньютоновской называют жидкость, у которой касательное напряжение сдвига  $\tau$  прямо пропорционально градиенту скорости деформации  $\frac{\delta u}{\delta y}$ , и коэффициент пропорциональности, именуемый вязкостью  $\mu$ , является функцией давления  $k_0$  и температуры  $T$ , но не зависит ни от скорости движения, ни от градиента скорости движения масла:  $\tau = \mu(k_0, T) \frac{\delta u}{\delta y}$ .

Неньютоновской называют жидкость, у которой зависимость касательного напряжения сдвига от градиента скорости сдвига более сложная. В этом случае целесообразно по аналогии с ньютоновской жидкостью выражать касательное напряжение в виде  $\tau = \mu_{эф} \left( k_0, T, u, \frac{\delta u}{\delta y} \right) \frac{\delta u}{\delta y}$ , где коэффициент пропорциональности  $\mu_{эф}$  уже зависит от скорости и градиента скорости. Нельзя говорить о неньютоновской жидкости без упоминания о релаксации – процессе возвращения системы в состояние термодинамического равновесия после выведения его из этого состояния. Время релаксации имеет существенное значение для неньютоновских жидкостей. Как известно, это время, в течение которого отклонение какого-либо параметра системы от его равновесного значения уменьшается в  $e$  раз [1, 2]. Фактически время релаксации определяется временем, необходимым для перемещения частицы жидкости на расстояние порядка среднего расстояния между



соседними молекулами. В связи с этим время релаксации существенно зависит от температуры и давления жидкости: с ростом давления и уменьшением температуры время релаксации экспоненциально возрастает.

Рассмотрим некоторые другие аспекты контактно-гидродинамической теории смазки высокоскоростных зубчатых передач главных приводов тяжелых токарных станков.

Решение нестационарной задачи. В предыдущих решениях контактно-гидродинамической проблемы рассматривалась стационарная задача, когда нагрузка и скорость не зависят от времени. Вместе с тем в реальных условиях, например в подшипнике качения, зона контакта почти всегда находится в условиях переменных нагрузок и скоростей движения. Действительно, переменная во времени нагрузка на контакт объясняется вибрацией. Однако даже при статической радиальной нагрузке на подшипник нагрузка на контакт изменяется по пульсирующему циклу.

При сопряжении зубчатых цилиндрических колес сопрягаемые эвольвентные поверхности перемещаются относительно друг друга с проскальзыванием в контактах и имеют место удары. Это приводит к тому, что трущиеся поверхности, кроме скоростей движения, направленных по касательным к поверхностям, приобретают также скорости по нормали к площадке контакта (они сближаются или удаляются друг от друга). В моменты запуска и остановок, реверсирования резко меняются скорости движения, и неизвестно, как быстро происходит всплытие (возникновение жидкостного трения).

В настоящее время опубликовано крайне мало теоретических работ, где решается нестационарная контактно-гидродинамическая задача контактирования зубчатых передач.

Г. Кристенсен [1, 2] решил нестационарную контактно-гидравлическую задачу при вязкости смазки, зависящей от давления. Однако он не учел вращательное движение тел качения и применил метод итерации, где за исходное приближение принял эпюру давления недеформированных поверхностей. В результате отсутствует сходимость решения при малых толщинах смазочного слоя. К. Херребрух [1, 2] решал задачу при вязкости масла, не зависящей от давления, пренебрегая вращением цилиндров.

Таким образом, известные работы не охватывают наиболее интересные для практики случаи, и в настоящее время получение общего теоретического решения нестационарной контактно-гидродинамической задачи является актуальным.

Этот вопрос рассматривается в настоящей работе.

Влияние микронеровностей. При уменьшении толщины смазочного слоя и приближении ее к сумме высот микронеровностей возникает необходимость учесть влияние шероховатости трущихся поверхностей (микронеровности) на контактно-гидродинамические процессы.

Ряд ученых начал заниматься этим вопросом: И. Анно, И. Валовит, Ц. Аллен, Г. Кристенсен, К. Тондер, В. А. Кудинов; П. Фаулз, К. Джонсон, И. Гринвуд, С. Пун, С. Тзенг, Э. Сейбел [1, 2, 4].

Однако в этих работах либо решаются гидродинамические задачи без учета деформации трущихся поверхностей, либо рассматривается контакт двух неровностей, либо, наконец, деформация учитывается путем введения поправочных коэффициентов в теории Эртеля–Грубина или Даусона.

До сих пор не опубликованы формы зазоров и эпюры давления при решении контактно-гидродинамической задачи при наличии шероховатости.

Для полного решения контактно-гидродинамической проблемы при наличии шероховатости необходимо использовать вероятностные методы анализа, так как соударение выступов подчиняется соответствующим статистическим законам, причем следует учесть вязкоупругое поведение жидкости.

В условиях соударения вершин неровностей эвольвентных поверхностей сопрягаемых зубчатых колес время соударения, по-видимому, будет на один или несколько порядков меньше времени релаксации. Кроме того, здесь начнут оказывать влияние механико-химические процессы.

Таким образом, из анализа существующих работ можно сделать следующие выводы:

1. Практика эксплуатации зубчатых передач убедительно доказала реальное осуществление контактно-гидродинамического режима трения, где толщина смазочного слоя значительно превосходит высоты микронеровностей.

2. Сейчас уже экспериментально доказано, что расчетная долговечность зубчатых передач может быть гарантирована лишь при определенном соотношении между толщиной масляного слоя и микрогеометрией контактирующих поверхностей.

3. Все имеющие практическое значение решения контактно-гидродинамической проблемы в законченном виде разработаны только применительно к поверхностям с большой разностью радиусов кривизны (для подшипников качения и зубчатых передач).

4. Все опубликованные решения контактно-гидродинамической задачи производятся численным методом, путем последовательного наложения решений гидродинамической и упругой задач до получения сходимости результатов. В большинстве решений за исходное приближение принимается недеформированный профиль зазора или соответствующая эпюра давления, но в результате резко выраженного нелинейного процесса сходимость обеспечивается лишь при малой степени деформации, и крайне затруднительно получить наиболее интересные для практики результаты.

Некоторые исследователи в качестве исходного приближения принимают эпюру давления Герца, а для получения сходимости вынуждены получать отдельные решения для разных участков единой области трения. Вследствие недостаточного согласования значений функции и ее производных в граничных точках соседние участки оказывают искажающее влияние и возникает погрешность.

5. Значительное отличие результатов, получаемых при раздельном рассмотрении гидродинамической и контактной задач, затрудняет получение сходимости при их последовательном наложении. Вместе с тем до настоящего времени сделано крайне мало попыток решить совместно эти две задачи при значительных давлениях.

6. Из всех опубликованных за последние годы материалов решение Даусона и Хиггинсона ближе всего приближается к экспериментальным результатам. Однако и оно пригодно лишь к одной зоне – при больших давлениях, когда параметры контактно-гидродинамической задачи близки к герцевской задаче. До последнего времени решение Даусона и Хиггинсона трудно было распространить на случай малых давлений. Таким образом, отсутствовал метод, с помощью которого можно было получить решение всей контактно-гидродинамической проблемы для любых значений рабочих параметров, пригодное для надежного расчета конкретных деталей (при работе которых рабочие параметры проходят зону больших и малых давлений).

До сих пор практически отсутствуют законченные решения, пригодные для инженерного применения в случае переменных скоростей или нагрузок, а также в случаях, когда смазка приобретает неньютоновские свойства (вязкоупругие).

При решении контактно-гидродинамической задачи для зубчатых сопрягаемых передач, необходимо определить контактные смещения эвольвентных поверхностей под действием сил давления, возникающих и смазочном слое.

Известные решения для кругового упругого кольца Д. Вайнберга весьма сложны, и их трудно применить.

В настоящее время уже имеется значительное количество работ по определению напряженного состояния в упругом слое (А. И. Лурье, Н. И. Сомов, Я. С. Уфлянд, К. Мергуэр, Е. Мелан). Однако по ряду причин применить их результаты непосредственно для решения контактно-гидродинамической задачи не удастся. В одних работах принято, что упругий слой может проскальзывать относительно основания, в других – получены только напряжения, а перемещения следует еще отыскивать, в третьих – уже найдены перемещения, но они представлены столь громоздкими выражениями, что их трудно использовать, тем более, что отсутствуют необходимые числовые значения. Наконец, предпочтительно получить численные результаты таким общим методом, который разрешал бы использовать

любые граничные условия (отсутствие скольжения упругого слоя относительно жесткого основания; свободное скольжение упругого слоя, когда касательная нагрузка на границе с жестким основанием равна нулю; скольжение упругого слоя по основанию с любым постоянным или переменным коэффициентом трения и т. д.). Решение контактно-гидродинамической задачи для зубчатых сопрягаемых передач выполняется применением метода интегральных преобразований Фурье.

Рассмотрим решение смешанной задачи теории упругости для случая деформации упругого слоя, лежащего на абсолютно жестком основании, прочно сцепленного с ним и нагруженного произвольной нагрузкой  $p_0(x)$  (рис. 3).

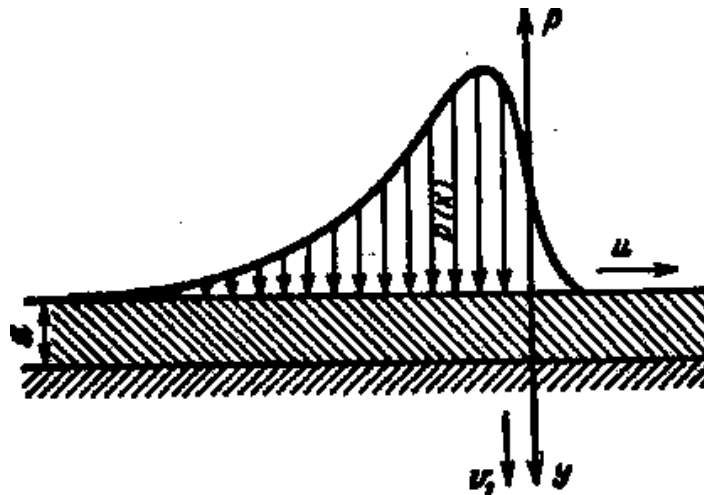


Рис. 3 – Произвольная нагрузка, приложенная к упругому слою, находящемуся на эвольвентной поверхности при скорости вращения зубчатого колеса  $v = 8$  м./с

Отметим только, что  $d$  обозначена толщина упругого слоя в м. Нас интересуют прогибы верхней границы его. Поэтому задачу будем решать в перемещениях. Уравнения равновесия в перемещениях при отсутствии массовых сил имеют вид:

$$\Delta^2 u = -\frac{\lambda + \mu}{\mu} \frac{\partial \theta}{\partial x}, \quad (1)$$

$$\Delta^2 u_1 = -\frac{\lambda + \mu}{\mu} \frac{\partial \theta}{\partial y}, \quad (2)$$

где объемное расширение

$$\theta = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial u_1}{\partial y}. \quad (3)$$

Из уравнений (1), (2), (3) следует, что

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} = 0. \quad (4)$$

В уравнениях (1) и (2)  $\lambda$  и  $\mu$  – коэффициенты Ляме – связаны следующим образом с  $E$  – модулем Юнга первого рода и  $m$  – коэффициентом Пуассона:

$$\lambda = \frac{Em}{(1+m)(1-2m)}; \quad m = \frac{\lambda}{2(\lambda + \mu)};$$

$$\mu = \frac{E}{2(1+m)}; \quad E = \frac{\mu(3\lambda + 2\mu)}{\lambda + \mu}.$$

Проще всего решать данную задачу с помощью интегральных преобразований Фурье. Введем интегральные преобразования Фурье для следующих функций:

$$\begin{aligned}\bar{\theta}(\alpha, y) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} \theta(x, y) e^{i\alpha x} dx; \\ \bar{u}(\alpha, y) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} u(x, y) e^{i\alpha x} dx; \\ \bar{u}_1(\alpha, y) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} \vartheta_1(x, y) e^{i\alpha x} dx; \\ \bar{\sigma}_y(\alpha, y) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} \sigma_y(x, y) e^{i\alpha x} dx; \\ \bar{\tau}_{xy}(\alpha, y) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} \tau_{xy}(x, y) e^{i\alpha x} dx.\end{aligned}\quad (5)$$

Пользуясь соотношениями между трансформантами Фурье для производных функций, получим

$$\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\partial f(x, y)}{\partial x} e^{i\alpha x} dx = (-i\alpha) \bar{f}(\alpha, y). \quad (6)$$

Применяя интегральные преобразования к уравнению (4), найдем

$$\frac{d^2 \bar{\theta}(\alpha, y)}{dy^2} - \alpha^2 \bar{\theta}(\alpha, y) = 0,$$

откуда

$$\bar{\theta}(\alpha, y) = C_1 e^{\alpha y} + C_2 e^{-\alpha y}. \quad (7)$$

Аналогично из формул (1.1) и (1.2) получим

$$\frac{d^2 \bar{u}(\alpha, y)}{dy^2} - \alpha^2 \bar{u}(\alpha, y) = i\alpha \frac{\lambda + \mu}{\mu} [C_1 e^{\alpha y} + C_2 e^{-\alpha y}]; \quad (8)$$

$$\frac{d^2 \bar{\vartheta}(\alpha, y)}{dy^2} - \alpha^2 \bar{\vartheta}(\alpha, y) = -\alpha \frac{\lambda + \mu}{\mu} [C_1 e^{\alpha y} + C_2 e^{-\alpha y}]. \quad (9)$$

Найдем  $\bar{u}(\alpha, y)$  в виде

$$\bar{u}(\alpha, y) = A_1 e^{\alpha y} + A_2 e^{-\alpha y} + E_1 y e^{\alpha y} + E_2 y e^{-\alpha y}.$$

Тогда

$$\frac{d^2 \bar{u}(\alpha, y)}{dy^2} = A_1 \alpha^2 e^{\alpha y} + A_2 \alpha^2 e^{-\alpha y} + 2E_1 \alpha e^{\alpha y} + E_1 \alpha^2 y e^{\alpha y} - 2E_2 \alpha e^{-\alpha y} + E_2 \alpha^2 y e^{-\alpha y}.$$

Подстановка последних выражений в уравнение (8) дает

$$2E_1 \alpha e^{\alpha y} - 2E_2 \alpha e^{-\alpha y} = i\alpha \frac{\lambda + \mu}{\mu} [C_1 e^{\alpha y} + C_2 e^{-\alpha y}],$$

откуда

$$E_1 = \frac{\lambda+\mu}{2\mu} iC_1; \quad E_2 = -\frac{\lambda+\mu}{2\mu} iC_2$$

Аналогічно

$$\begin{aligned} \bar{v}_1(\alpha, y) &= B_1 e^{\alpha y} + B_2 e^{-\alpha y} + K_1 y e^{\alpha y} + K_2 \alpha^2 y e^{-\alpha y}; \\ \frac{d^2 \bar{v}(\alpha, y)}{dy^2} &= B_1 \alpha^2 e^{\alpha y} + B_2 \alpha^2 e^{-\alpha y} + 2K_1 \alpha e^{-\alpha y} + K_1 \alpha^2 y e^{\alpha y} - 2K_2 \alpha e^{-\alpha y} + K_2 \alpha^2 y e^{-\alpha y} \end{aligned}$$

Подставляя последние два выражения в уравнение (9), находим

$$2K_1 e^{\alpha y} - 2K_2 e^{-\alpha y} = -\frac{\lambda+\mu}{\mu} [C_1 e^{\alpha y} - C_2 e^{-\alpha y}],$$

так что

$$K_1 = -\frac{\lambda+\mu}{2\mu} C_1 \text{ и } K_2 = -\frac{\lambda+\mu}{2\mu} C_2.$$

Таким образом,

$$\bar{u}(\alpha, y) = A_1 e^{\alpha y} + A_2 e^{-\alpha y} + \frac{\lambda+\mu}{2\mu} iC_1 y e^{\alpha y} - \frac{\lambda+\mu}{2\mu} iC_2 y e^{-\alpha y}; \quad (10)$$

$$\bar{v}(\alpha, y) = B_1 e^{\alpha y} + B_2 e^{-\alpha y} - \frac{\lambda+\mu}{2\mu} C_1 y e^{\alpha y} - \frac{\lambda+\mu}{2\mu} C_2 y e^{-\alpha y}. \quad (11)$$

Имея исходную систему (1) и (2), получаем всего четыре постоянные, в уравнениях (10) и (11) имеется шесть постоянных. Необходимо определить две постоянные  $C_1$  и  $C_2$ . Это можно сделать, если применить интегральные преобразования к уравнению (3). Тогда получим

$$C_1 e^{\alpha y} + C_2 e^{-\alpha y} = -i\alpha A_1 e^{\alpha y} - i\alpha A_2 e^{-\alpha y} + B_1 \alpha e^{\alpha y} - B_2 \alpha e^{-\alpha y} - \frac{\lambda+\mu}{2\mu} C_2 e^{-\alpha y} - \frac{\lambda+\mu}{2\mu} C_1 e^{\alpha y},$$

Откуда

$$C_1 = \frac{(B_1 - A_1 i) 2\alpha \mu}{\lambda + 3\mu}; \quad C_2 = \frac{(A_1 i - B_2) 2\alpha \mu}{\lambda + 3\mu}.$$

В результате трансформанты перемещений имеют вид

$$\bar{u}(\alpha, y) = A_1 e^{\alpha y} + A_2 e^{-\alpha y} + \frac{\lambda+\mu}{\lambda+3\mu} \alpha [(A_1 + B_1 i) y e^{\alpha y} + (B_2 i - A_2) y e^{-\alpha y}] \quad (12)$$

$$\bar{v}(\alpha, y) = B_1 e^{\alpha y} + B_2 e^{-\alpha y} - \frac{\lambda+\mu}{\lambda+3\mu} \alpha [(B_1 + A_1 i) y e^{\alpha y} - (A_2 i + B_2) y e^{-\alpha y}] \quad (13)$$

Постоянные  $A_1, A_2, B_1, B_2$  определяются из граничных условий. На верхней границе упругого слоя нормальные напряжения равны внешней нагрузке с обратным знаком, касательные напряжения равны нулю. На нижней границе упругого слоя отсутствуют горизонтальные и вертикальные перемещения. Следовательно,

$$\sigma_y(x, 0) = -p_0(x); \quad \tau_{xy}(x, 0) = 0;$$

Выразив напряжения через перемещения

$$u(x, d) = 0; \quad v(x, d) = 0$$

$$-\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} p_0(x) e^{iax} dx = \frac{2\alpha\mu}{\lambda+3\mu} [(\lambda+2\mu)(B_1 - B_2) + \mu i(A_1 + A_2)];$$

$$0 = \mu(B_1 - B_2) + (\lambda+2\mu)i(A_1 - A_2);$$

$$0 = B_1 e^{\alpha d} + B_2 e^{-\alpha d} [-B_1 e^{\alpha d} + B_2 e^{-\alpha d} + i(A_1 e^{\alpha d} + A_2 e^{-\alpha d})]; \quad (14)$$

$$0 = i[A_1 e^{\alpha d} + A_2 e^{-\alpha d}] + \frac{\lambda+\mu}{\lambda+3\mu} \alpha d [-B_1 e^{\alpha d} - B_2 e^{-\alpha d} + i(A_1 e^{\alpha d} - A_2 e^{-\alpha d})].$$

Решим эту систему линейных алгебраических уравнений относительно  $A_1, A_2, B_1, B_2$  определим все интересующие нас постоянные.

В связи с тем, что нас интересуют прогибы  $\bar{v}_1(\alpha, 0) = B_1 + B_2$ , нам достаточно найти только  $B_1 + B_2$ .

Обозначим

$$\psi(\alpha) = -\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} p_0(x) e^{iax} dx. \quad (15)$$

В результате решения системы (14) найдем

$$\bar{v}_1(\alpha, 0) = \frac{(e^{-2\alpha d} - e^{\tau\alpha d} + 4\alpha d \frac{\lambda+\mu}{\lambda+3\mu})(\lambda+2\mu)(\lambda+3\mu)\psi(\alpha)}{2\alpha\mu[(e^{-2\alpha d} + e^{2\alpha d})(\lambda+\mu)(\lambda+3\mu) + (\lambda+\mu)^2 + (\lambda+3\mu)^2 + (\lambda+\mu)^2 4\alpha^2 d^2]} \quad (16)$$

Для упрощения выражения (16) перейдем от показательных к гиперболическим функциям, от коэффициентов Лямэ к модулю Юнга и коэффициенту Пуассона.

Введем обозначение

$$a_1 = \frac{1}{3-4m}. \quad (17)$$

Тогда

$$\bar{u}_1(\alpha, 0) = \frac{2(1-m^2)[sh(2\alpha d) - a_1 2\alpha d]}{\sqrt{2\pi}\alpha E [sh(2\alpha d) + \frac{a_1}{2}(1+4\alpha^2 d^2) + \frac{1}{2a_1}]} \int_{-\infty}^{\infty} p_0(\varepsilon) e^{i\alpha\varepsilon} d\varepsilon$$

Переходя от трансформанты к оригиналу

$$\bar{v}_1(x, 0) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} \bar{v}_1(\alpha, 0) e^{i\alpha x} dx \quad (18)$$

и, приняв  $\beta = 2\alpha d$ , найдем

$$\bar{v}_1(x, 0) = \frac{1-m^2}{\pi E} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{[sh\beta - a_1\beta]}{\beta [ch\beta + \frac{a_1}{2}(1+\beta^2) + \frac{1}{2a_1}]} \left\{ \int_{-\infty}^{\infty} p_0(\varepsilon) e^{i\frac{\beta}{2d}\varepsilon} d\varepsilon \right\} e^{-\frac{i\beta}{2d}x} d\beta \quad (19)$$

Применяя известные формулы Эйлера для перехода от показательных к тригонометрическим функциям и меняя порядок интегрирования, можем записать

$$v_1(x, 0) = \frac{1-m^2}{\pi E} \int_{-\infty}^{\infty} p_0(\varepsilon) \left\{ \int_{-\infty}^{\infty} \frac{[sh\beta - a_1\beta] \left[ \cos \frac{(\varepsilon-x)\beta}{2d} + i \sin \frac{(\varepsilon-x)\beta}{2d} \right] d\beta}{\beta \left[ ch\beta + \frac{a_1}{2}(1+\beta^2) + \frac{1}{2a_1} \right]} \right\} d\varepsilon$$

После этого, используя правило интегрирования четных и нечетных функций в случае, когда верхний и нижний пределы итегрирования равны по модулю, получим

$$v_1(x, 0) = \frac{2(1-m^2)}{\pi E} \int_{-\infty}^{\infty} p_0(\varepsilon) \left\{ \int_{-\infty}^{\infty} \frac{[sh\beta - a_1\beta] \cos \frac{\beta(\varepsilon-x)}{2d} d\beta}{\beta \left[ ch\beta + \frac{a_1}{2}(1+\beta^2) + \frac{1}{2a_1} \right]} \right\} d\varepsilon \quad (20)$$

Обозначим

$$\Phi \left[ \frac{\varepsilon-x}{2d} \right] = \int_0^{\infty} \frac{[sh\beta - a_1\beta] \cos \left( \beta \frac{\varepsilon-x}{2d} \right) d\beta}{\beta \left[ ch\beta + \frac{a_1}{2}(1+\beta^2) + \frac{1}{2a_1} \right]} \quad (21)$$

Тогда, учитывая, что  $p_0(\varepsilon) \approx 0$  при  $\varepsilon \leq \varepsilon_2$  и  $\varepsilon \geq \varepsilon_1$  найдем

$$v_1(x, 0) = \frac{2(1-m^2)}{\pi E} \int_{\varepsilon_2}^{\varepsilon_1} \rho_0(\varepsilon) \Phi \left[ \frac{\varepsilon-x}{2d} \right] d\varepsilon, \quad (22)$$

где  $\varepsilon_1$  и  $\varepsilon_2$  – соответственно размерные координаты начала и конца области трения.

Выражение (22) является общей формулой для вычисления прогиба верхней свободной границы упругого слоя под действием любой нагрузки, нормальной к его поверхности (рис. 4). Из этого выражения можно получить формулу для прогиба упругого слоя под действием сосредоточенной силы Р, приложенной в точке е. Для этого рассмотрим эту формулу, когда нагрузка распределена равномерно на участке длиной 2Δ. При этом  $\rho_0(\varepsilon) = \frac{P}{2\Delta}$ .

Значение интеграла можно взять равным среднему интегральному.

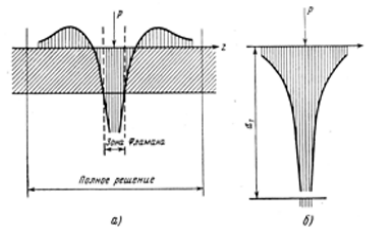


Рис. 4 - Схема деформации упругого слоя при единичной силе:  
а — предложенное решение; б — решение Фламанна

Тогда, считая, что длина интервала стремится к нулю ( $2\Delta \rightarrow 0$ ), получим

$$v_1(x) = \frac{2(1-m^2)}{\pi E} P \Phi \left[ \frac{\varepsilon-x}{2d} \right]. \quad (23)$$

Таким образом, ранее полученная величина  $\Phi \left[ \frac{\varepsilon-x}{2d} \right]$  представляет собой в масштабе  $\frac{2(1-m^2)P_0}{\pi E}$  – прогиб поверхности в точке  $x$  под действием единичной силы, приложенной к точке  $e$ . Эта функция вычислена на ПК.

Для успешного применения предложенных методов расчета, основанных на контактно-гидродинамической теории смазки, изыскания возможности повышения работоспособности зубчатых передач необходимо предварительно сравнить результаты

расчета по этим методикам с результатами экспериментальных исследований, а также теоретических расчетов других авторов.

При этом наибольший интерес представляет прямая экспериментальная проверка разработанной теории.

В связи с тем, что основной расчетной величиной, определяющей контактно-гидродинамический режим работы зубчатых колес, является толщина и форма смазочного слоя, значительный интерес представляет сравнение экспериментально замеренных толщин смазочного слоя с теоретически рассчитанными.

Основными причинами выхода зубчатых передач из строя являются: поломка зубьев, выкрашивание активных поверхностей и отслаивание поверхностных слоев зубьев, абразивный износ зубьев, пластические деформации зубьев и заедание.

Вследствие внезапности появления поломка является весьма опасным видом разрушения. В подавляющем большинстве случаев она носит усталостный характер, поскольку каждый зуб входит в зацепление периодически, кроме этого в процессе зацепления меняется плечо приложения силы, т. е. изменяется величина изгибающего момента. Напряжения при изгибе, превышающие предел выносливости, вызывают появление микротрещин, которые возникают в зоне максимальной концентрации напряжений, обычно в месте перехода зубьев в обод колеса. Появившиеся микротрещины при дальнейшей работе передачи распространяются вглубь зуба по нормали к переходной кривой (рис.5) Поломка зубьев (рис. 6) наиболее часто встречается у чугунных зубчатых колес или у стальных с высокой твердостью активных поверхностей зубьев ( $H > HB 350$ ). В зубчатых колесах со средней и низкой твердостью активных поверхностей зубьев поломки встречаются значительно реже, поскольку в этом случае, как правило, предельная нагрузочная способность зубьев определяется не изгибной, а контактной прочностью их активных поверхностей.



Рис. 5 – Разрушение зубчатого колеса в следствие повышенных нагрузок и несоответствие системы и подачи смазки

Причинами поломок зубьев могут оказаться возникшие в процессе эксплуатации перегрузки отдельных участков зубьев вследствие неравномерности распределения на грузки по Ширине зубчатого венца из-за перекаса осей зубчатых колес, вызванного увеличением люфтов в подшипниках и шлицевых соединениях, деформации осей и самих колес, а также различного рода производственных дефектов (раковин при отливке, трещин при термообработке и т. п.).

У зубчатых колес, изготовленных с достаточно большим положительным смещением исходного контура, может произойти скалывание утоненных вершин зубьев. Поэтому при выборе коэффициентов смещения их величина лимитируется толщиной зубьев по окружности вершим зубьев, которая не должна быть меньше  $(0,25 \div 0,4)T_n$ .



При изломе зубьев (рис.6) косозубых колес трещина появляется в торцевой поверхности колеса у основания зуба (рис. 7) и распространяется по длине зуба наклонно к его вершине.



Рис. 6 – Излом зубчатого зацепления в следствие повышенных нагрузок и несоответствия твердых смазок

Увеличение изгибной прочности может быть достигнуто за счет увеличения площади опасного сечения, что может быть получено, например, при применении положительных смещений исходного контура или при применении нестандартных исходных контуров, увеличения радиуса кривизны переходных кривых у основания зуба с целью уменьшения величины местных напряжений; повышения механических характеристик материала зубчатых колес, применения механических, термических и химико-термических методов упрочнения поверхностей зубьев в зоне действия максимальных напряжений, увеличения точности изготовления к монтажа передач, что существенно снижает динамические нагрузки.

Выкрашивание активных поверхностей зубьев связано с усталостными явлениями в поверхностном слое вследствие действия переменных по величине контактных напряжений, под которыми понимаются напряжения, возникающие в зоне контакта при начальном линейном или точечном касании тел, находящихся под действием сжимающей нагрузки. На поверхностях контакта зубьев в результате действия переменных контактных напряжения в поверхностном слое возникают усталостные трещины, последующее развитие которых приводит к отделению частиц металла.

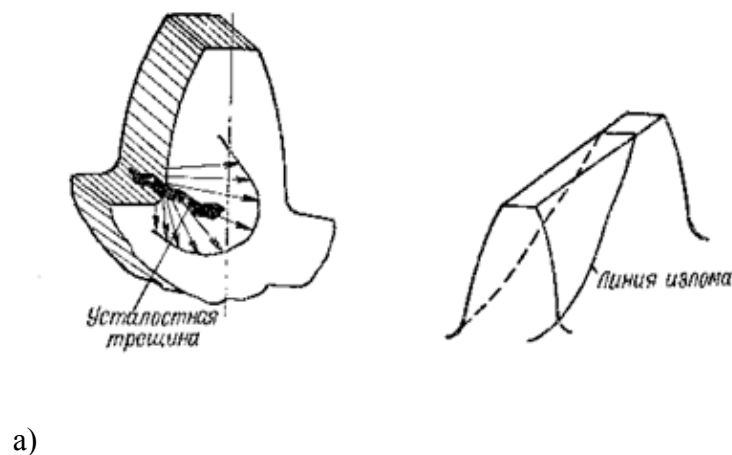


Рис. 7 - виды разрушения зубьев :  
 а - распространение изгибной усталостной трещины ; б - излом зубьев косозубых и шевронных зубчатых колес

Следует отметить, что появление следов выкрашивания не всегда является признаком опасного разрушения активных поверхностей зубьев. В начальный приработочный период работы передачи вследствие неточности изготовления и монтажа, деформаций валов и спор может появиться значительная неравномерность распределения нагрузки по длине контактных линий.

На некоторых участках последних контактные напряжения могут достигать значительных величин и явиться причиной появления местного выкрашивания. По мере приработки в работу вступают участки контактных линий, ранее не воспринимавшие нагрузки, что приводит к перераспределению и уменьшению контактных напряжений. При последующей же продолжительной работе количество раковин выкрашивания не увеличивается. Наоборот, они могут частично или полностью завальцоваться, сделаться едва заметными и даже исчезнуть. Такое явление носит название ограниченного выкрашивания. Ограниченное выкрашивание допустимо при работе скоростных тяжело нагруженных зубчатых передач.

Если число раковин выкрашивания и их размеры увеличиваются, то выкрашивание называется прогрессирующим. Появившееся вследствие выкрашивания искажение профилей зубьев приводит к нарушению правильности зацепления и к появлению дополнительных динамических нагрузок.

В развитии выкрашивания существенную роль играет смазка. При наличии смазки создаются благоприятные условия для развития выкрашивания прежде всего на ножках зубьев, являющихся отстающими поверхностями (рис. 8).

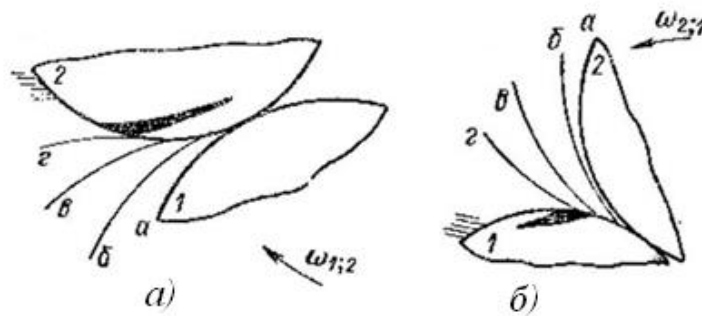


Рис. 8 – Влияние смазки на развитие усталостных трещин

Направление усталостных микротрещин ориентируется на поверхности зубьев в зависимости от направления сил трения. Масло, попадая в микротрещины, при дальнейшем движении профилей 1 и 2, промежуточные положения которых обозначены буквами а, б, в, г, выдавливается из них на обгоняющей поверхности (рис. 8, а) и заклинивается на отстающей поверхности (рис. 8, б), создавая расклинивающий аффе́кт, способствующий развитию усталостных трещин и появлению прогрессирующего выкрашивания. Существенное влияние на сопротивление зубьев выкрашиванию оказывают сорт и вязкость смазки, а также способ ее подачи.

У косозубых передач состояние активных поверхностей зубьев характеризуется наличием прогрессирующего выкрашивания. При наклонном расположении контактных линий выкрашивание, начинающееся на ножках зубьев, может не вызвать нарушения правильности зацепления, так как головки зубьев по-прежнему остаются работоспособными, воспринимая большую часть нагрузки. В связи с этим при эксплуатации косозубых колес можно допускать выкрашивание ножек зубьев. Передачу с косозубыми колесами следует считать вышедшей из строя, если выкрашивание распространилось и на головки зубьев.

Повышение сопротивляемости зубьев выкрашиванию может быть достигнуто: увеличением приведенных радиусов кривизны соприкасающихся активных поверхностей

зубьев, путем применения передач с  $x_{\Sigma} > 0$  или передач с нестандартными исходными контурами; повышением механических характеристик материалов зубчатых колес; применением механического, термического или химико-термического упрочнения активных поверхностей зубьев; увеличением точности изготовления зубчатых колес и монтажа передачи; правильным выбором смазки; использованием эффекта повышенной нагрузочной способности головок зубьев.

Отслаивание поверхностных слоев зубьев наблюдается в тех случаях, когда под упрочненным поверхностным слоем величина приведенных контактных напряжений достаточно велика. В результате периодического действия глубинных напряжений под упрочненным слоем могут возникнуть усталостные трещины, развитие которых и приводит к отслаиванию отдельных участков поверхностного упрочненного слоя. Этот вид разрушения наиболее опасен для колес, зубья которых подвергнуты поверхностному упрочнению (цементации, азотированию, поверхностной закалке и т. д.). Возможность появления отслаивания существенно зависит от соотношения толщины упрочненного слоя и величины приведенного радиуса кривизны соприкасающихся зубьев и оптимального выбора смазки.

Следует отметить существенное влияние на износ шероховатости рабочих поверхностей зубьев. Если микронеровности на активных поверхностях зубьев превышают толщину масляного слоя, то происходит непосредственное соприкосновение активных поверхностей зубьев. По мере сглаживания поверхностей зубьев износ уменьшается и может совсем прекратиться. Продолжительность приработочного износа существенно зависит от твердости активных поверхностей зубьев. Для передач с высокой твердостью этот процесс может быть весьма длительным. В тех случаях, когда износ стабилизируется во времени, он носит название прогрессирующего. Этот износ характерен для открытых зубчатых передач или передач, работающих без смазки, и является основной причиной выхода их из строя.

При проектировании зубчатых передач необходимо учитывать основные положения контактно-гидродинамической теории контактирования зубчатых колес, которая заключается в совместном решении трех зависящих друг от друга задач: гидродинамической, контактной и тепловой – для смазочного вещества и сопрягаемых эвольвентных поверхностей и обеспечить уменьшение величины износа зубьев, применять колеса с высокой твердостью активных поверхностей зубьев[3, 4, 5], в том числе зубчатых колес с твердыми поверхностями зубьев, выбор геометрии зацепления, при которой достигается уменьшение скорости скольжения зубьев; уменьшение шероховатости поверхностей зубьев; применение уплотнений, предупреждающих попадание в смазку абразивных частиц, и постановку фильтров для очистки масла.

### **Выводы**

Решение контактно-гидродинамической теории контактирования зубчатых передач заключается в совместном решении трех зависящих друг от друга задач гидродинамической, контактной и тепловой – для смазочного вещества и сопрягаемых эвольвентных поверхностей.

Практика эксплуатации зубчатых передач убедительно доказала реальное осуществление контактно-гидродинамического режима трения, где толщина смазочного слоя значительно превосходит высоты микронеровностей, экспериментально доказано, что расчетная долговечность зубчатых передач может быть гарантирована лишь при определенном соотношении между толщиной масляного слоя и микрогеометрией контактирующих поверхностей.

Решения контактно-гидродинамической задачи производятся численным методом, путем последовательного наложения решений гидродинамической и упругой задач до получения сходимости результатов при определенных значениях рабочих параметров формы зазора между сопрягаемыми эвольвентными поверхностями и соответствующей эпюры распределения давления в масляном слое. Именно форма зазора и эпюра давления являются главными факторами, которые определяют основные параметры контактирования

цилиндрической зубчатой передачи. Смешанная задача теории упругости сводится к системе дифференциальных уравнений в частных производных.

**Перечень источников литературы:**1. Решетов, Д. Н. Детали машин / Д. Н. Решетов. – М. : Машиностроение, 1974. – 556 с.2. Петрусевич, А. И. Контактная прочность деталей машин / А. И. Петрусевич. – М., 1969. – 242 с.3. Технологические особенности обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес [Текст] / Н.В. Кравцов, Ю.В. Тимофеев, А.А.Клочко [и др.]; Науч. Ред.. А.А.Пермяков; ВолГТУ – Тольятти: ЗАО «ОНИКС», 2012 – 254 с., ил., табл.; - (Серия: Управление качеством технологических процессов в машиностроении / общ. ред. Ю.М. Соломенцев), ISBN 978-59903090-6-7.4. Суслов, А. Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А. Г. Суслов. – М. : Машиностроение, 1987. – 208 с. 5. Масляная СОЖ при зубообработке: эффективность и перспективы их применения. Металлообработка. Оборудование и инструмент для профессионалов / Е. В. Мироненко, А. Г. Суслов, А. А. Клочко [и др.] // Международный информационно-технический журнал. – Харьков, 2008. – № 5. – С. 70–73.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

## ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПЕРЕДАЧ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ

Ковалев В.Д., Клочко А.А., Кравченко Д.А., Киреев Е.Н.

Рассмотрено решение контактно-гидродинамической теории при контактировании высокоскоростных тяжело нагруженных зубчатых колес тяжелых токарных станков, которое заключается в совместном решении трех зависящих друг от друга задач гидродинамической, контактной и тепловой – для смазочного вещества и сопрягаемых эвольвентных поверхностей. Практика эксплуатации зубчатых передач убедительно доказала реальное осуществление контактно-гидродинамического режима трения, где толщина смазочного слоя значительно превосходит высоты микронеровностей, экспериментально доказано, что расчетная долговечность зубчатых передач может быть гарантирована лишь при определенном соотношении между толщиной масляного слоя и микрогеометрией контактирующих поверхностей. Решения контактно-гидродинамической задачи производятся численным методом, путем последовательного наложения решений гидродинамической и упругой задач до получения сходимости результатов при определенных значениях рабочих параметров формы зазора между сопрягаемыми эвольвентными поверхностями и соответствующей эпюры распределения давления в масляном слое. Форма зазора и эпюра давления являются главными факторами, которые определяют основные параметры контактирования цилиндрической зубчатой передачи. Смешанная задача теории упругости сводится к системе дифференциальных уравнений в частных производных.

## ДОСЛІДЖЕННЯ ГІДРОДИНАМІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ВИСОКОШВИДКІСНИХ ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕНИХ ЗУБЧАСТИХ ЦИЛІНДРОВИХ ПЕРЕДАЧ ВАЖКИХ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ

Ковальов В.Д., Ключко О.О., Кравченко Д.О., Кіреєв Є.М.

Розглянуто вирішення контактної-гідродинамічної теорії при контакті високошвидкісних тяжелонагружених зубчастих коліс важких токарних верстатів, яке полягає в спільному вирішенні трьох залежних один від одного завдань гідродинамічною, контактною і тепловою – для змащувальної речовини і евольвентних поверхонь, що сполучаються. Практика експлуатації зубчастих передач переконливо довела реальне здійснення контактної-гідродинамічного режиму тертя, де товщина змащувального шару значно перевершує висоти мікронерівностей, експериментально доведено, що розрахункова довговічність зубчастих передач може бути гарантована лише при певному співвідношенні між товщиною масляного шару і мікрогеометрією контактуючих поверхонь. Рішення контактної-гідродинамічної задачі виробляються чисельним методом, шляхом послідовного накладення вирішень гідродинамічного і пружного завдань до здобуття збіжності результатів при певних значеннях робочих параметрів форми зазору між евольвентними поверхнями, що сполучаються, і відповідної епюри розподілу тиску в масляному шарі. Форма зазору і епюра тиску є головними чинниками, які визначають основні параметри контакту циліндрової зубчастої передачі. Змішане завдання теорії пружності зводиться до системи диференціальних рівнянь в приватних похідних.

## RESEARCH OF HYDRODYNAMIC PROPERTIES OF HIGH-SPEED TYAZHELONAGRUZHENNYKH OF CYLINDRICAL GEARINGS OF HEAVY LATHES

Kovalev V.D., Klochko A.A., Kravchenko D.A., Kireev E.N.

The decision of pin-hydrodynamic theory is considered at the contact of high-speed tyazhelonagruzhennykh of gear-wheels of heavy lathes, which consists in the joint decision of three interdependent tasks hydrodynamic, pin and thermal – for a lubricating matter and attended evol'ventnykh surfaces. Practice of exploitation of gearings proved the real realization of the pin-hydrodynamic mode of friction convincingly, where thickness of lubricating layer considerably excels the heights of mikronerovnostey, it is experimentally well-proven that calculation longevity of gearings can be assured only at a certain betweenness by the thickness of oily layer and mikrogeometriy of contacting surfaces. The decisions of pin-hydrodynamic task are produced a numeral method, by successive imposition of decisions of hydrodynamic and resilient tasks to the receipt of convergences results at the defined values of operating parameters of form of gap between the attended evolventnyimi surfaces and proper epure of distributing of pressure in an oily layer. A form of gap and epure of pressure are main factors which determine the basic parameters of contact of the cylindrical gearing. The mixed task of theory of resiliency is taken to the system of differential equalizations in partials.

Ключевые слова: Гидродинамическая теория, контакт, зубчатые передачи, масляный слой, толщина, зазор, микронеровности, эпюра давления

Ключові слова: Гідродинамічна теорія, контакт, зубчасті передачі, масляний шар, товщина, зазор, мікронерівності, епюра тиску

Keywords: Hydrodynamic theory, contact, gearings, oily layer, thickness, gap, mieronerovnosti, epure of pressure

Дата надходження статті: 5 грудня 2012 р.

УДК 621.91.06

**Тимофеев Ю.В., Захаров М.Н.**  
НТУ ХПИ, г.Харьков; СНАУ г.Сумы.

## **АНАЛИЗ ВРЕМЕНИ СБОРКИ АГРЕГАТНЫХ СТАНКОВ ПОДЛЕЖАЩИХ РЕИНЖИНИРИНГУ**

### *Введение*

Агрегатированные технологические системы составляют основу высокоорганизованного и наиболее эффективного машиностроительного производства. Проектируются такие системы в одновариантном исполнении, собираются по методу индивидуальной подгонки узлов и деталей, что в значительной мере отражается на экономичности обеспечения параметров такого оборудования. После проектирования в процессе сборки проводятся многоразовые установки и снятия узлов, подгонка, дообработка, разметка и т.д. Все это приводит к повышению трудоемкости и времени последнего этапа изготовления агрегатного металлорежущего оборудования, а также к теоретической и практической непредсказуемости конечного результата. Процесс проектирования и изготовления такого технологического оборудования не контролируется «сквозной» системой критериев оценки качества и согласования полученных результатов на каждом этапе. Таким образом, в настоящее время возникла задача разработки научно обоснованной методологии проектирования и изготовления агрегатированных технологических систем металлообработки резанием, которая позволит достичь необходимой точности оборудования при наименьшей себестоимости за счет согласования результатов на всех этапах проектирования и изготовления агрегатированного оборудования, а следовательно, обеспечит предсказуемость конечных характеристик при минимальной себестоимости [1, 2]. В этом случае можно говорить об управляемости процессом проектирования и сборки сложных уникальных технологических систем, позволяющей значительно повысить их конкурентоспособность, что является актуальным.

### *Основная часть*

Все сложности процессов проектирования и изготовления многопозиционных агрегатных станков (АС), имеющих в каждом случае оригинальное компоновочное решение, по обеспечению или повышению точности обработки «сбрасываются» на этап сборки. Для реализации такого подхода в процессе проектирования разрабатывается конструкция так называемого монтажного шаблона, который устанавливается вместо приспособления на планшайбе поворотного-делительного стола и по которому осуществляется монтаж силовых агрегатов (рис.1). Все отмеченное приводит к существенному увеличению времени и трудоемкости сборочного процесса многопозиционного металлорежущего оборудования. Требование повышения эффективности и снижения времени и трудоемкости сборки многопозиционного агрегатированного металлорежущего оборудования приводит к необходимости разработки новых подходов к проектированию и изготовлению. Решение комплексной задачи повышения точности при одновременном снижении времени и трудоемкости сборки должно осуществляться путем совершенствования всего процесса создания этого оборудования, вплоть до возможной типизации технологических процессов изготовления оборудования, создаваемого на основе принципа агрегатирования и организации поточной сборки. Все это достижимо в том случае, если при создании многопозиционного металлорежущего оборудования решить ряд взаимосвязанных задач: на

этапе проектирования конструкторской компоновки на основе моделирования пространственных размерных цепей заранее определять координатную увязку компонуемых элементов с установлением технических требований на изготовление оригинальных и доработку унифицированных узлов, агрегатов и необходимых компенсирующих элементов; на этапе изготовления комплектующих полностью производить механическую обработку станины и элементов несущей системы вне сборочного процесса, обрабатывать компенсаторы с соответствующими размерами и точностью для спроектированной компоновки станка, подавать на сборку все узлы и детали с обработанными до этого отверстиями под крепеж; на этапе сборки станка монтировать все узлы и детали на заранее подготовленные вне сборочного процесса базы с полным устранением или минимизацией пригоночных работ; на этапе отладки и испытания станка на геометрическую точность обеспечивать требуемые параметры и характеристики средствами координатной настройки силовых узлов.

Реинжиниринг как способ обеспечения жизненного цикла технологического оборудования позволяет развить и практически использовать одну из первоначальных идей принципа агрегатирования, заключающейся в многократной функциональной и технологической обратимости элементной базы [1, 2]. При этом на этапе проектирования конструкторской компоновки появляется возможность на основе моделирования пространственных размерных цепей заранее определить координатную увязку компонуемых элементов АС с установлением технических требований на изготовление оригинальных и доработку унифицированных узлов, агрегатов и необходимых компенсирующих элементов, а на этапе изготовления комплектующих полностью произвести механическую обработку станины и элементов несущей системы вне сборочного процесса, обработать компенсаторы с соответствующими размерами и точностью для спроектированной компоновки станка, подать на сборку все узлы и детали с обработанными до этого отверстиями под крепеж (рис. 2).

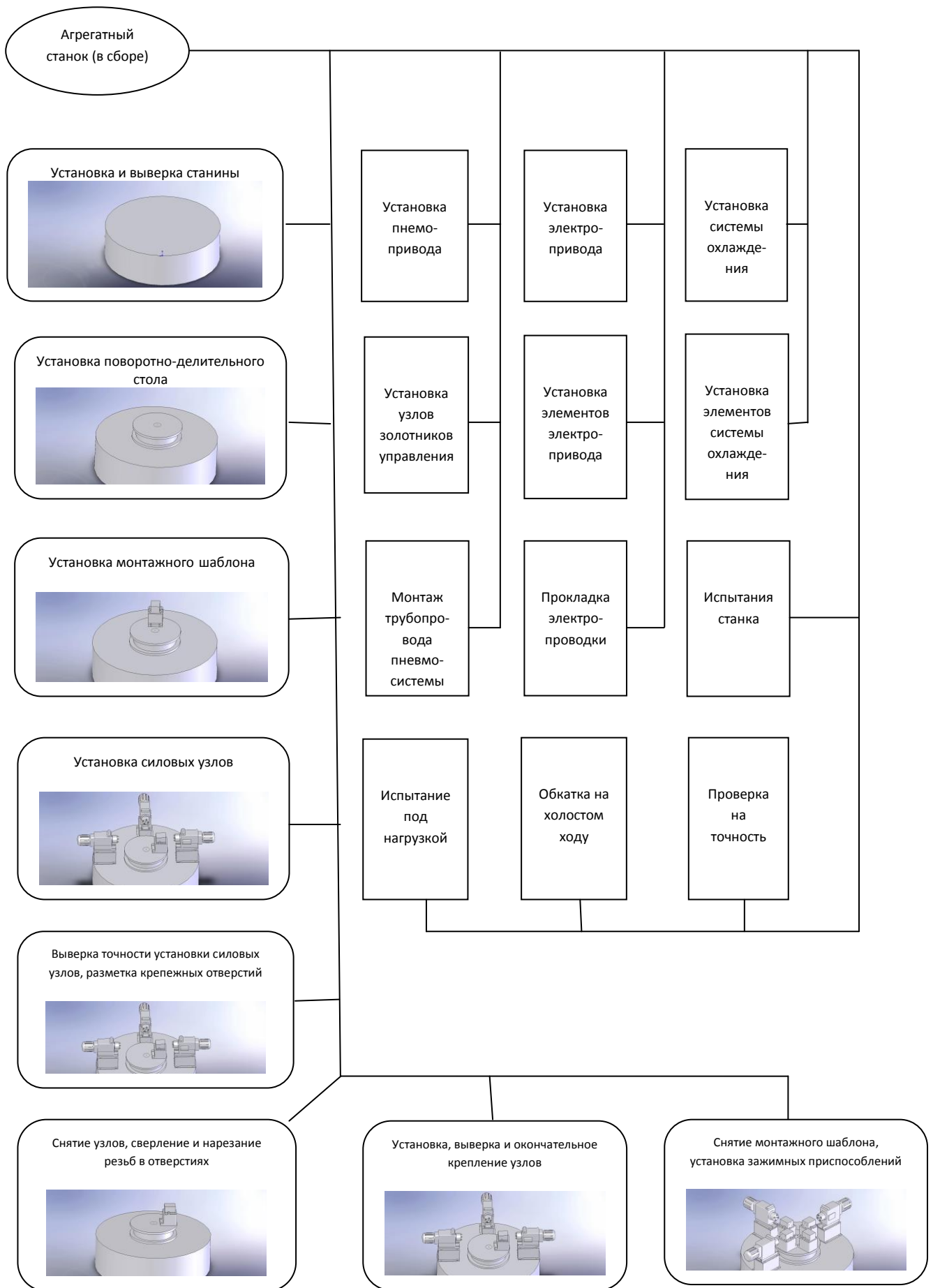


Рис.1. Схема общей сборки агрегатного станка [1].



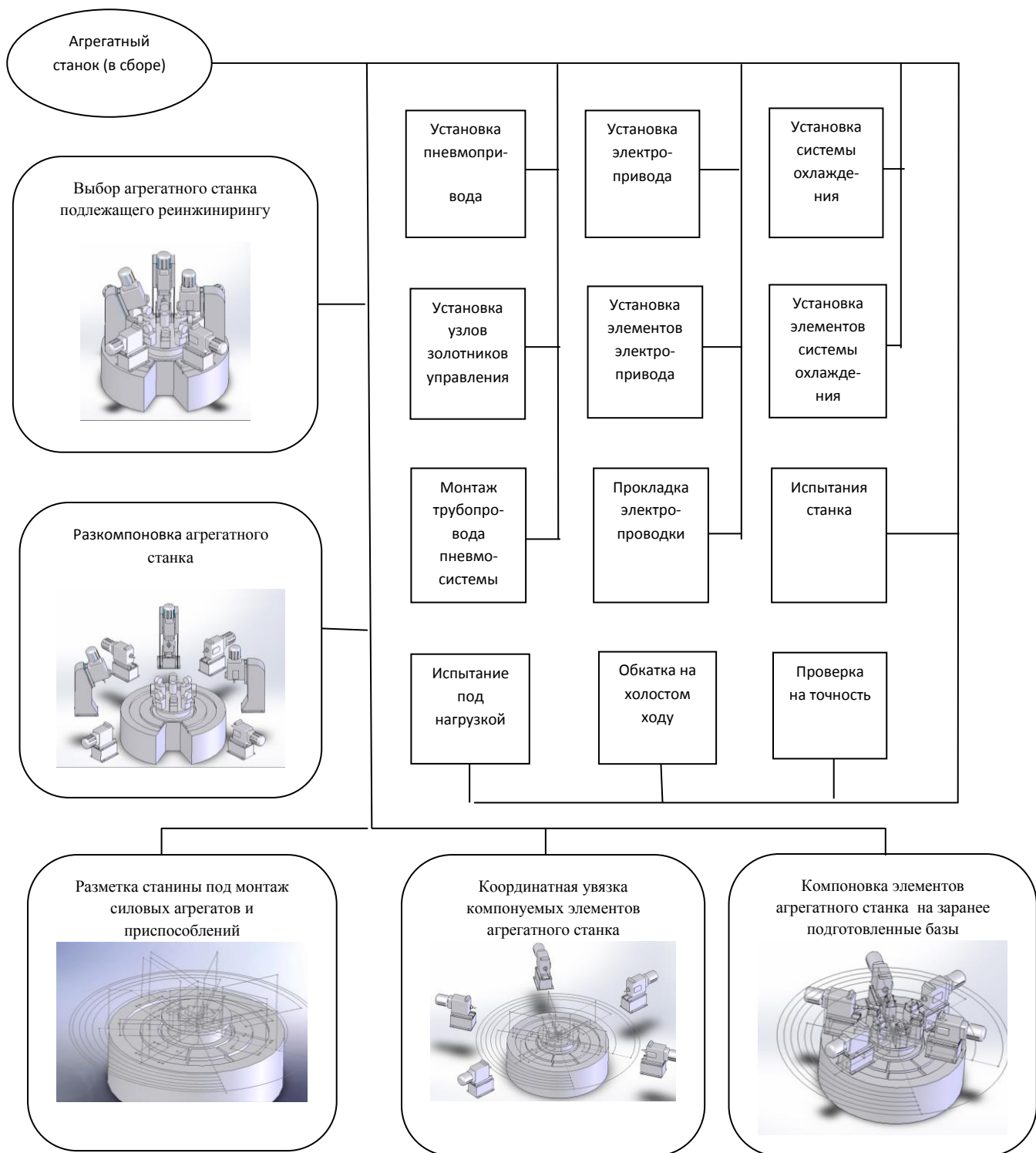


Рис.2. Схема сборки агрегатного станка при реинжиниринге.

Построим граф базового варианта технологической схемы сборки нового агрегатного станка (рис 4, а) и граф технологической схемы сборки агрегатного станка при реинжиниринге (рис 4, б). Для этого воспользуемся данными рис. 3.

Количество сборочных уровней графа, изображенного на рис. 4.б, меньше на 13 условных единиц времени по сравнению с графом технологической схемы сборки, изображенным на рис. 4.а, что говорит о сокращении времени сборки агрегатного станка подлежащего реинжинирингу по сравнению с временем сборки нового станка.

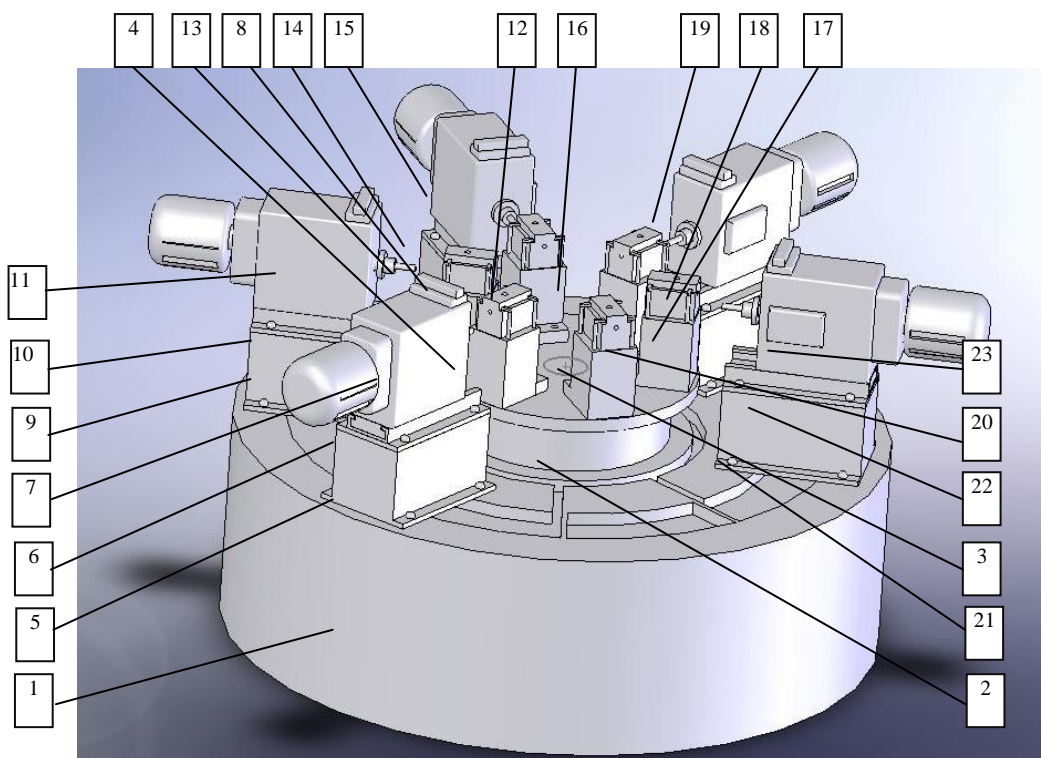


Рис. 3. Агрегатный станок с пятью рабочими позициями.

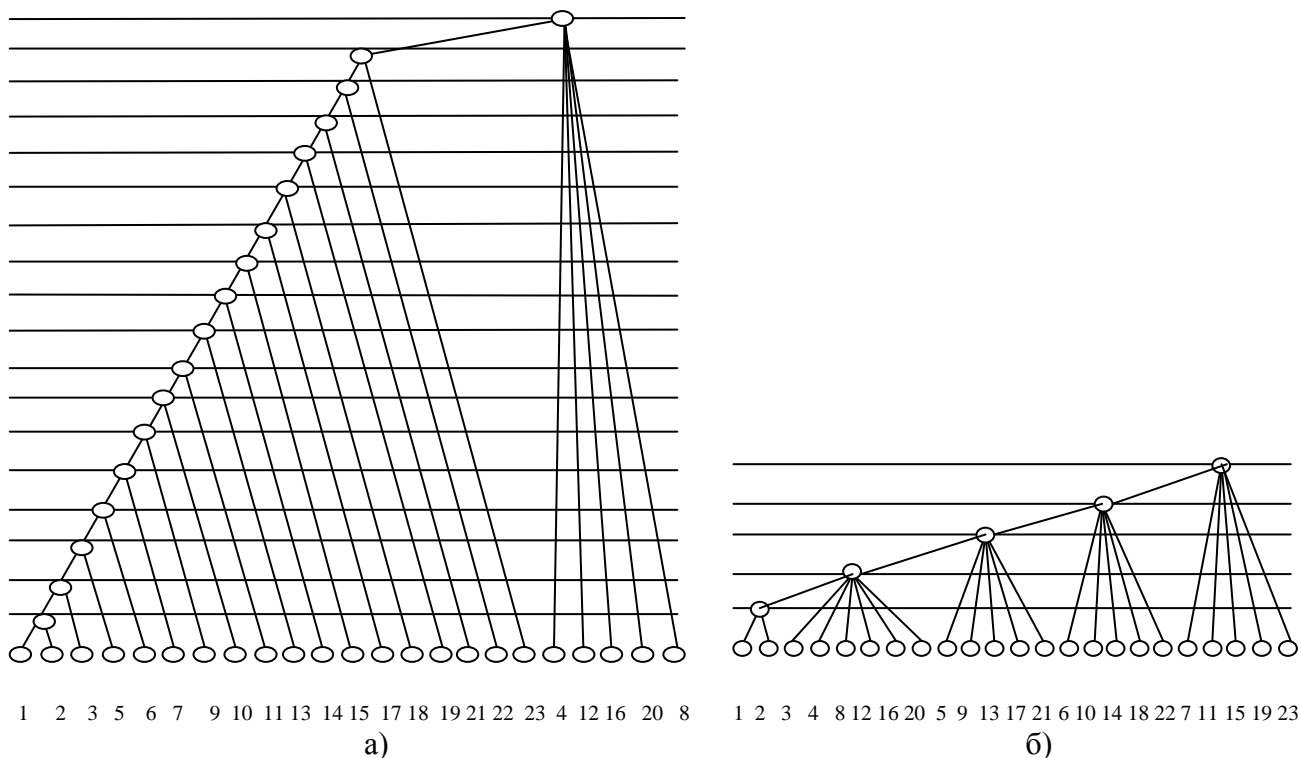


Рис. 4. Граф технологической схемы сборки агрегатного станка:  
*a* - нового варианта сборки по шаблону; *б* - при реинжиниринге.

**Выводы**

Предложенная методика расчета точности компоновки многопозиционных агрегатных станков при реинжиниринге, построенная на анализе пространственной схемы расположения сборочных узлов и точности изготовления и взаимного расположения

отдельных монтируемых элементов показала возможность сокращения времени сборки агрегатных станков подлежащих реинжинирингу по сравнению с базовым технологическим процессом сборки новых станков.

**Перечень источников литературы:** 1. Агрегатные станки средних и малых размеров / Ю.В. Тимофеев, В.Д. Хицан, М.С. Васерман, В.В. Громов; Под общ. ред. Ю.В. Тимофеева. – М.: Машиностроение, 1985. – 248 с. 2. Тимофеев Ю.В. Проблемы реинжиниринга специального металлорежущего оборудования / Ю.В. Тимофеев, А.А. Пермяков, М.Н. Захаров // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2010. – Вып. 27. – С. 53–62.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

АНАЛИЗ ВРЕМЕНИ СБОРКИ АГРЕГАТНЫХ СТАНКОВ ПОДЛЕЖАЩИХ  
РЕИНЖИНИРИНГУ  
Тимофеев Ю.В, Захаров М.Н.

В работе исследовано время сборки при реинжиниринге специального металлорежущего оборудования механической обработки с помощью теории графов.

АНАЛІЗ ЧАСУ СКЛАДАННЯ АГРЕГАТНИХ ВЕРСТАТІВ ПРИ РЕІНЖІНІРИНГІ  
Тимофеев Ю.В, М.Н.Захаров М.М.

В роботі досліджено час складання при реінжиніринзі спеціального металоріжучого обладнання механічної обробки за допомогою теорії графів.

ANALYSIS OF TIME OF ASSEMBLING OF AGGREGATE MACHINE-TOOLS OF  
SUBJECT REINZHINIRINGU  
Timofeev U.V, Zakharov M.N.

In-process investigational time of drafting at reinzhinirinsi of the special metal-cutting equipment of tooling is by the theory of the graphs.

Ключевые слова: исследование, реинжиниринг, металлорежущее оборудование, сборка, механическая обработка, теория графов

Ключові слова: дослідження, реінжиніринг, металоріжуче обладнання, складання, механічна обробка, теорія графів

Keywords: issledovanie, reinzhiniring, metallorezhuschee oborudoavanie, sborka, mekhanicheskaya obrabotka, teoriya grafov

Дата надходження статті: 10 листопада 2012 р.

УДК 621.941.01

**Стреляная Ю.О.**  
СевНТУ, г. Севастополь, Украина  
[joulia.bayrakova@mail.ru](mailto:joulia.bayrakova@mail.ru)

## МЕТОДИКА УСКОРЕННОГО ИСПРАВЛЕНИЯ ЭКСЦЕНТРИСИТЕТА ПРИ ТОЧЕНИИ ЗАГОТОВОК НА ТЯЖЕЛЫХ СТАНКАХ

### *Введение*

Применение новых способов получения заготовок, уменьшение припусков на механическую обработку, совершенствование конструкций инструмента, создание станков с ЧПУ повышенной и особо высокой точности, высокое качество предварительной обработки позволили в качестве финишной операции использовать процессы чистового точения.

Однако, несмотря на положительные эффекты новых способов получения заготовок, до сих пор не ликвидированы недостатки, связанные с технологической наследственностью технологического процесса (наличие существенного остаточного эксцентриситета заготовки после черновой обработки и связанные с этим задачи установки и выверки детали для выполнения финишных операций) рис 1.

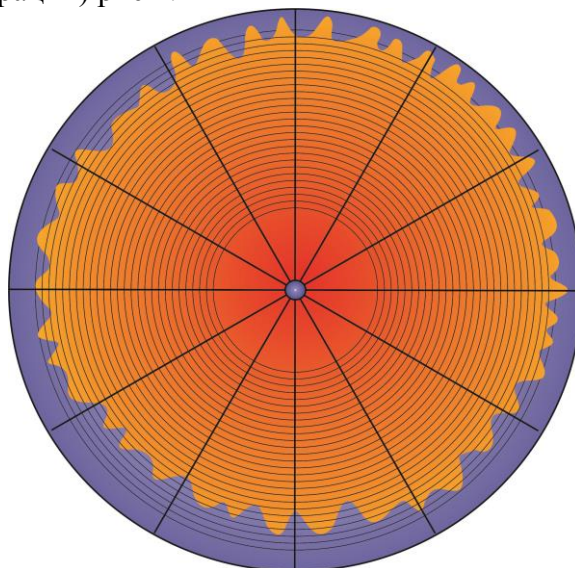


Рис. 1 - Пример круглограммы поперечного сечения вала

На этапе чистового точения, с переустановкой детали появляется значительный эксцентриситет, который оказывает отрицательное влияние на выходные показатели качества обрабатываемой поверхности.

### *Цель работы*

Целью работы является разработка способа устранения эксцентриситета и обеспечение точности положения заготовки после черновой обработки.

### *Основная часть*

Сущность способа заключается в следующем: для исправления исходного эксцентриситета заготовки  $\varepsilon_1$ , создается дополнительный эксцентриситет  $\Delta\varepsilon$  между центром детали и осью ее вращения. Обработка ведется со смещением оси наружной поверхности детали относительно оси вращения  $\varepsilon_2 = \varepsilon_1 - \Delta\varepsilon$ . Величина задаваемого дополнительного эксцентриситета  $\Delta\varepsilon$  определяется из выражения:

$$\Delta\varepsilon = \frac{\varepsilon_1(1-E)^{m_z}}{1-(1-E)^{m_z}}, \quad (1)$$

где  $\varepsilon_1$  – исходный эксцентриситет заготовки, мм;  $E$  – коэффициент, зависящий от условий точения;  $m_z$  – число проходов;

Величина исходного эксцентриситета  $\varepsilon_1$ , определяется путем измерения. Значение коэффициента  $E$  определяется из следующего соотношения:

$$E = \frac{j}{K + j}, \quad (2)$$

где  $j$  – жесткость технологической системы, Н/м;  $K$  – коэффициент, зависящий от условий точения, Н/м.

Значение коэффициента  $K$ , постоянного для данных условий обработки, определяется следующим образом:

$$K = \frac{P_y}{t \cdot \chi}, \quad (3)$$

где  $P_y$  – радиальное усилие резания, Н;  $t$  – глубина резания, м;

Коэффициент  $m_z$  для точения с продольной подачей характеризует число проходов необходимое для исправления исходного эксцентриситета  $\varepsilon_1$ . Его величина рассчитывается по зависимости:

$$m_z = \frac{\Pi + \varepsilon_1 - \Delta\varepsilon}{t}, \quad (4)$$

где  $\Pi$  – минимальный припуск на сторону, м.

Время затраченное на процесс точения для исправления исходного эксцентриситета:

$$\tau = \frac{L \cdot m_z}{nS}, \quad (5)$$

где  $n$  – частота вращения шпинделя, об/с;  $L$  – длина обрабатываемой поверхности, м;  $S$  – продольная подача, м/об.

Применение данного способа исправления эксцентриситета может быть эффективно использовано в адаптивной системе тяжелого токарного станка.

На основе предложенного способа разработана методика обеспечения точности заготовки.

Для реализации вышеописанного способа были проведены экспериментальные исследования. Эксперименты проводились на станке для чистового точения STU3500M(H) TORNИ TACCНI, с системой ЧПУ Sinumeric 840D, оснащенном тензометрическими устройствами, позволяющими измерять величину усилий резания при обработке и определять жесткость технологической системы. Число оборотов шпинделя станка подбиралось из условия обеспечения скорости резания 125 м/мин.

В качестве экспериментальных образцов были изготовлены образцы диаметром 1500мм с исходным эксцентриситетом (см. табл.1). При точении использовались специальные подвижные опоры и центра позволяющие задавать определенную величину дополнительного эксцентриситета  $\Delta\varepsilon$ .

Режущий инструмент: токарный резец с пластиной из смешанной керамики на основе оксида алюминия (CC650)

Режимы резания назначались согласно существующим рекомендациям и данным расчета.

Припуск, снимаемый при точении равнялся 0,3 мм. Измерение эксцентриситета до и после обработки  $\varepsilon_1$ , и  $\varepsilon_{ост}$  (рис. 2) производилось лазерным интерферометром измерялось радиальное биение наружного диаметра.

Величина исходного эксцентриситета  $\varepsilon_1$  определялась как радиальное биение наружного диаметра.

Перед началом экспериментов определялась жесткость технологической системы.

Глубина резания за один проход рассчитывался по зависимости:

$$t = \frac{(d_0 - d)}{2 \cdot m_z}, \tag{6}$$

где  $d_0$  – диаметр заготовки до обработки, мм;  $d$  – диаметр заготовки после обработки, мм.

Средняя величина припуска, снимаемого за 6 проходов резца, составила при данных режимах резания 0,3 мм. Средняя глубина резания, определенная по формуле (6),  $t = 0,05$  мм. Средняя величина усилия  $P_y = 54,6H$

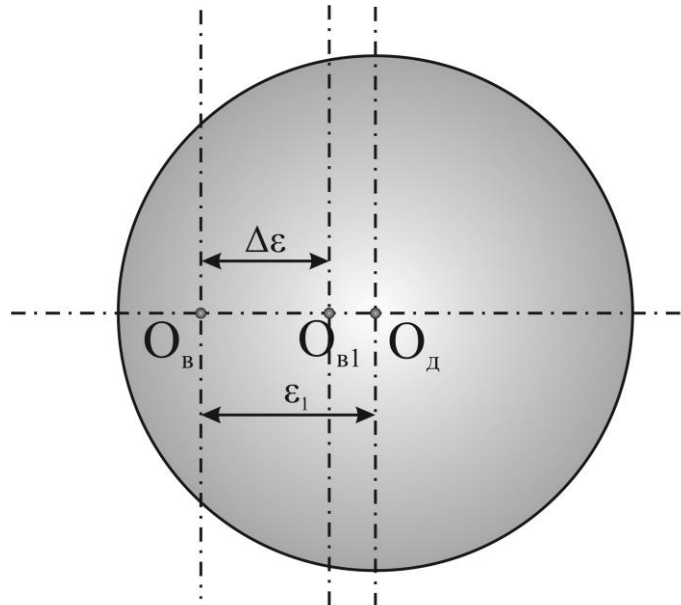


Рис. 2 – Схема к реализации способа исправления эксцентриситета

Величина коэффициента  $K$  определилась:

$$K = \frac{P_y \cdot c_p}{t \cdot \chi} = \frac{54,6}{0,05 \cdot 10^{-6}} = 10,92 \cdot 10^8.$$

Коэффициент  $E$  по выражению (2):

$$E = \frac{1,79 \cdot 10^8}{10,92 \cdot 10^8 + 1,79 \cdot 10^8} = 0,14.$$

Требуемое число проходов из выражения (4) равно:

$$m_z = \frac{0,3 + 0,06}{0,05} = 7,2.$$

Значения постоянных и коэффициентов, необходимых для расчета дополнительного эксцентриситета  $\Delta\varepsilon$ , сведены в таблице 1.

Таблица 1

Значения коэффициентов для расчета  $\Delta\varepsilon$

$j$ , Н/м	$K$ , Н/м	$E$	$m_z$	$\Delta\varepsilon = \frac{\varepsilon_1(1-E)^{m_2}}{1-(1-E)^{m_2}}$
$1,79 \cdot 10^8$	$10,92 \cdot 10^8$	0,14	7	$E = \frac{j}{K + j}$

При заданных режимах резания были обработаны заготовки без смещения оси вращения ( $\Delta\varepsilon = 0$ ) и с дополнительным эксцентриситетом ( $\Delta\varepsilon \neq 0$ ), величина которого для каждого

конкретного случая на основании данных, приведенных в таблице 2, и величины исходного эксцентриситета заготовки вычислялась по формуле (1). Суммарный эксцентриситет определялся из соотношения  $\varepsilon_2 = \varepsilon_1 - \Delta\varepsilon$ .

Результаты экспериментов сведены в таблицу 2.

Таблица 2

Результаты экспериментов (тонкое точение)

№ опыта	Исходный эксцентриситет заготовки $\varepsilon_1$ , мм	Дополнительное смещение $\Delta\varepsilon$ , мм	Остаточный эксцентриситет $\varepsilon_{ост}$ , мм	Число проходов без дополнительного смещения, $m_z$	Число проходов с дополнительным смещением, $m$
1	0,055	0	0,16	7	
2	0,060	0	0,19	7	
3	0,062	0	0,18	7	
4	0,070	0	0,22	8	
5	0,055	0,029	0,007		6
6	0,060	0,032	0,007		6
7	0,062	0,033	0,009		6
8	0,070	0,037	0,008		7

На основании проведенных исследований установлено: для исправления исходного эксцентриситета заготовок  $\varepsilon_1 = 0,055 \div 0,07$  мм до  $\varepsilon_{ост} = 0,004 \div 0,008$  мм при точении без задания дополнительного смещения, необходимо совершить до 7 проходов, т.е. в 1,5 раза больше, чем при точении с  $\Delta\varepsilon \neq 0$ .

Наличие остаточного эксцентриситета  $\varepsilon_{ост}$  после точения с дополнительно задаваемым смещением  $\Delta\varepsilon \neq 0$  объясняется наличием погрешностей при проведении экспериментов, а также тем, что точению, как и всякому процессу, присуще создание погрешностей, свойственных самому процессу.

### Выводы

Проведенные эксперименты показали возможность использования данного способа для исправления исходного эксцентриситета заготовок. Использование данного способа позволяет сократить количество проходов, необходимых для исправления эксцентриситета, повысить точность и производительность процесса точения.

Предложенный способ может быть реализован на этапе чернового точения, но требует дополнительной проработки, что представляет собой перспективы исследований в данной области.

**Перечень источников литературы:** 1. Братан С.М. Проблема выбора критерия качества при производстве и эксплуатации деталей машин / С.М. Братан, Д.А. Каинов, Ю.О. Стреляная, П.А. Новиков // Сучасні технології у машинобудуванні: зб. наук. статей. – Харків: НТУ «ХП», 2012. – Вип 7.– С. 153 –160. 2. Стреляная Ю.О. Обеспечения стабильности показателей качества поверхностей при чистовом и тонком точении на тяжелых станках / Ю.О. Стреляная, С.М. Братан, П.А. Новиков // Ученые записки КИПУ – Симферополь: КИПУ 2012. – С. 55–60.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

МЕТОДИКА УСКОРЕННОГО ИСПРАВЛЕНИЯ ЭКСЦЕНТРИСИТЕТА ПРИ  
ТОЧЕНИИ ЗАГОТОВОК НА ТЯЖЕЛЫХ СТАНКАХ  
Стреляная Ю.О.

Предложена методика и способ обеспечения качества изделия при точении на тяжелых станках. Для исправления исходного эксцентриситета заготовки создается дополнительный эксцентриситет между центром детали и осью ее вращения.

МЕТОДИКА ПРИСКОРЕННОГО ВИПРАВЛЕННЯ ЕКСЦЕНТРИСИТЕТУ ПРИ  
ТОЧІННІ ЗАГОТОВОК НА ВАЖКИХ ВЕРСТАТАХ  
Стреляна Ю.О.

Запропоновано методику та спосіб забезпечення якості виробу при точінні на важких верстатах. Для виправлення вихідного эксцентриситету заготовки створюється додатковий эксцентриситет між центром деталі і віссю її обертання.

METHOD OF RAPID CORRECTION ECCENTRICITY AT WHETTING WORKPIECE ON  
HEAVY MACHINERY  
Strelyanaya Y.O.

Proposed methods and technique of providing quality products at whetting on heavy machines. To correct the initial eccentricity blank creates an additional eccentricity between the center details and the axis of its rotation.

Ключевые слова: чистовое точение, эксцентриситет, припуск, заготовка.

Ключові слова: чистове точіння, эксцентриситет, припуск, заготовка.

Keywords: finish turning, eccentricity, allowance, provision.

Дата надходження статті: 18 жовтня 2012 р.



УДК 621.9

**Мельник М.С.**  
ДГМА, г Краматорск, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ЖЕСТКОСТИ ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ ОПОР ЗА СЧЕТ ПРИМЕНЕНИЯ СИСТЕМЫ АВТОМАТИЧЕСКОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ С ДВУМЯ ДИФФЕРЕНЦИРУЮЩИМИ ЗВЕНЬЯМИ**

### *Введение*

Преимущества применения гидростатических направляющих и шпиндельных опор в тяжелых металлорежущих станках общеизвестны. Это в первую очередь низкий коэффициент трения, не зависящий от скорости скольжения, высокая демпфирующая способность, практически полное отсутствие износа, а также в ряде случаев меньшая стоимость в сравнении с крупногабаритными опорами качения высокой точности. Однако им присущ существенный недостаток – пониженная жесткость масляного слоя и зависимость его толщины от температуры.

### *Обзор состояния проблемы.*

Кроме основных параметров, таких как площадь опорной поверхности, толщина масляного слоя, вязкость масла и т.д., на жесткость гидростатических опор существенное влияние оказывает применяемая схема питания и регулирования. Проблема пониженной жесткости сильнее всего проявляется в опорах с дроссельной системой питания. Согласно [1] жесткость масляного слоя незамкнутой гидростатической опоры с дроссельным питанием описывается выражением:

$$C = \frac{3F \left(1 - \frac{p_k}{p_n}\right)}{h}$$

где  $F$  – грузоподъемность опоры или одного кармана

$p_k$  – номинальное давление в кармане

$p_n$  – номинальное давление насоса

$h$  – номинальная толщина масляного слоя.

Из данного выражения видно, что повышать жесткость можно двумя путями: увеличивая давление насоса и уменьшая толщину масляного слоя. При этом максимальная теоретическая жесткость при заданной толщине масляного слоя достигается при  $p_n \rightarrow \infty$ , что на практике, разумеется, не реализуемо и энергетически не выгодно. Уменьшение толщины масляного слоя тоже имеет свой предел и ограничено точностью изготовления сопрягаемых поверхностей направляющих и жесткостью конструктивных элементов направляющих.

Жесткость направляющих с системой питания насос-карман выше, чем при дроссельной схеме питания и соответствует жесткости последних при  $p_n \rightarrow \infty$ , то есть описывается выражением

$$C = \frac{3F}{h}$$

Известны также регуляторные схемы питания с положительной обратной связью по давлению [1], [2]. В них используются мембранные или золотниковые регуляторы, представляющие собой, по сути, автоматически управляемые дроссели, работающие в режиме регулирования расхода, причем регулирование расхода производится приблизительно пропорционально давлению в кармане. Изменяя коэффициент пропорциональности можно повышать жесткость масляного слоя, а также добиться перекомпенсации или отрицательной жесткости, когда при увеличении нагрузки на опору толщина масляного слоя будет увеличиваться. Идеальный режим работы регулятора – это режим, при котором характеристики регулятора обеспечивают постоянство сопротивления истечения масла через

карман, а значит и постоянство толщины масляного слоя независимо от нагрузки. Этот режим соответствует бесконечно большой жесткости масляного слоя.

Вместе с тем регуляторные схемы питания также не лишены недостатков. В первую очередь это существенная зависимость толщины масляного слоя от вязкости масла, а значит и от температуры, что вызвано существенной нелинейностью расходной характеристики регулятора. Во вторых обеспечить на практике желаемые характеристики регулятора с высокой точностью достаточно сложно, что обусловлено несовершенством методик расчета. Например, определение гидравлического сопротивления регулятора в функции от давления с учетом упругих деформаций мембраны, корпуса и крепежных элементов, а также с учетом возможного изменения режима движения жидкости в дросселирующем зазоре и вихреобразования на кромках проточных каналов представляется сложной наукоемкой задачей, для решения которой нет простых и в тоже время точных инженерных методик. Второй недостаток зачастую преодолевается созданием конструкций регуляторов с возможностью регулирования параметров.

Все перечисленные схемы питания с точки зрения теории автоматического управления представляют собой системы автоматического регулирования (САР) толщины масляного слоя. Причем первые две являются простыми однопетлевыми САР с отрицательной обратной связью по гидравлическому сопротивлению кармана и пропорциональным регулированием. Регуляторная схема питания является компенсационной САР с нелинейным элементом. Первый вид САР относится к статическим и характеризуется обязательным наличием статической ошибки, пропорциональной величине возмущающего воздействия. Эта ошибка заложена в принципе действия пропорциональных САР: управляющее воздействие на объект управления появляется только тогда когда появляется ошибка управления. Следовательно путем увеличения глубины обратной связи можно только уменьшить величину ошибки но нельзя полностью устранить.

Принцип действия компенсационных САР состоит в измерении не ошибки, а возмущающего воздействия и создании на его основе управляющего воздействия равного по величине и противоположного по знаку возмущающему воздействию. Данный тип САР потенциально позволяет свести ошибку управления к нулю. На практике величина ошибки такой САР определяется точностью параметров звеньев САР, а обеспечение этой точности, как указывалось выше, сопряжено с существенными конструкторскими и технологическими трудностями.

В теории автоматического управления известны так называемые астатические САР, в которых управляющее воздействие формируется на основе измерения ошибки управления, но при этом они позволяют в установившемся режиме свести эту ошибку к нулю. Для этого в состав САР должен входить интегральный или пропорционально-интегральный регулятор, то есть звенья, поведение которых описывается одним из следующих уравнений:

$$y = k_{\text{и}} \int \Delta x dt \quad \text{– для интегрального регулятора,}$$

$$y = k_{\text{п}} \Delta x + k_{\text{и}} \int \Delta x dt \quad \text{– для пропорционально-интегрального регулятора,}$$

где  $y$  – выходной сигнал звена (например давление или гидравлическое сопротивление),  
 $\Delta x$  – входной сигнал звена – ошибка управления (в данном случае – отклонение толщины масляного слоя от заданной),

$k_{\text{и}}$ ,  $k_{\text{п}}$  – коэффициенты соответственно интегральной и пропорциональной передачи;

$t$  – время.

В [2] описывается пример схемы питания гидростатической опоры с применением интегрального регулятора (рис.1). Для этого опора оснащается индуктивным датчиком толщины масляного слоя, сигнал от которого суммируется с некоторой постоянной величиной от задающего устройства. Суммарный сигнал управляет частотой вращения маломощного серводвигателя, вал которого связан с валом дифференциального механизма.

Второй вал дифференциального механизма приводится от синхронного электродвигателя со строго фиксированной частотой вращения. Направления вращения двигателей выбраны так, что выходной вал дифференциального механизма вращается с разностной частотой и приводит в движение золотник, регулирующий подачу масла в карман опоры. Таким образом, изменение положения золотника направлено в сторону уменьшения ошибки и происходит до тех пор, пока ошибка не равна нулю.

Важным достоинством этой схемы питания является возможность уменьшения ошибки в установившемся режиме до нуля, и независимость этой возможности от точности параметров звеньев системы. Однако это выполняется только для установившегося режима, когда возмущающие факторы не изменяются во времени. Если же скорость изменения нагрузки (возмущающего фактора) соизмерима или превосходит скорость перестройки золотника для данной величины возмущения, то жесткость такой опоры практически равна жесткости аналогичной опоры с дроссельной схемой питания и таким же давлением насоса. То есть применение такой системы дает положительный эффект по точности обработки только при весьма стабильном процессе резания, что на практике имеет место крайне редко.

**Целью работы** является: создание системы автоматического регулирования давления в карманах гидростатической опоры, обеспечивающей условно-бесконечную жесткость масляного слоя как в статическом так и в динамическом режиме.

Повысить быстродействие САР можно путем применения дифференциальной составляющей в регуляторе, т.е. за счет применения пропорционально интегрально дифференциального (ПИД) регулятора, поведение которого описывается уравнением:

$$y = k_n \Delta x + k_i \int \Delta x dt + k_d \frac{d(\Delta x)}{dt}$$

За счет третьего слагаемого САР получает возможность учитывать скорость изменения ошибки и пропорционально ей корректировать управляющее воздействие. Это позволяет уменьшить время реакции системы на быстроменяющееся возмущение и соответственно уменьшить время переходного процесса. Однако полностью устранить динамическую ошибку и в этом случае нельзя, поскольку коррекция управляющего воздействия имеет место только тогда, когда

$$k_d \frac{d(\Delta x)}{dt} \neq 0,$$

т.е. когда скорость изменения ошибки не равна нулю и толщина масляного слоя уже изменяется под действием возмущающего воздействия. Кроме того, степень повышения быстродействия и качество переходного процесса зависят от точности расчета и установки коэффициента дифференциальной передачи  $k_d$ .

Согласно принципу действия компенсационных САР для полного устранения динамической ошибки система должна в каждый момент времени получать точную информацию о величине и направлении возмущающего воздействия и без запаздывания создавать компенсирующее воздействие, равное по величине и противоположное по направлению. Для случая гидростатических направляющих возмущающим воздействием являются внешние силовые нагрузки, действующие на подвижный узел, а точнее их составляющие перпендикулярные рабочей поверхности направляющих. К таким нагрузкам относятся: силы резания, вес заготовки или инструмента, силы инерции и моменты от перечисленных сил. Компенсирующим воздействием будет изменение давления в карманах гидростатической опоры, которое приведет к соответствующему изменению гидростатической подъемной силы. Управление давлением в карманах гидростатической опоры на практике реализовано различными способами и не представляет технической или технологической сложности. Следовательно, основной проблемой является точное измерение мгновенного значения нагрузки, действующей на гидростатическую опору.

Анализ современных средств измерения силовых параметров показал, что непосредственное измерение силы без вмешательства в систему невозможно. Все измерительные преобразователи построены на принципе косвенного измерения силы через упругую деформацию. Установка такого преобразователя лишает смысла создания САР, поскольку повышение жесткости масляного слоя достигается ценой снижения жесткости подвижного узла из-за встраивания нежесткого датчика. Исключения составляют пьезоэлектрические и магнитоупругие преобразователи. Однако первые не способны измерять абсолютное значение силы, и имеют большую погрешность при измерении медленноменяющихся сил, а магнитоупругие преобразователи имеют малый диапазон измерения, существенную нелинейность и временную нестабильность передаточной характеристики, а также конструкцию неудобную для встраивания, например в суппорт токарного станка. Кроме того, установка как пьезоэлектрического, так и магнитоупругого преобразователя, также приведет к снижению жесткости подвижного узла.

Решить вопрос измерения силы можно достаточно просто, если обратиться к третьему закону Ньютона:

$$\sum_x F = m \frac{d^2 x}{dt^2}$$

где  $\sum_x F$  – сумма проекций всех сил, действующих на подвижный узел, на ось  $x$ , перпендикулярную рабочей поверхности направляющих;

$m$  – масса подвижного узла.

То есть, при известной массе подвижного узла для измерения силы достаточно знать вторую производную по времени от толщины масляного слоя. При этом для случая с постоянной массой подвижного узла, то справедливо для подвижных узлов, несущих инструмент, структура САР будет аналогична структуре САР с ПИД – регулятором, отличием будет только наличие второго дифференцирующего звена. Что касается подвижных узлов несущих заготовку, где масса изменяется в процессе обработки, то здесь точность компенсации неизбежно снизится. Но и в этом случае можно измерять массу косвенно: для узлов движущихся горизонтально – через среднее давление в карманах гидростатической опоры при отсутствии резания, для узлов движущихся вертикально – через ток двигателя привода подачи за вычетом сил трения в передаче в состоянии останова и без резания.

Для практической реализации рассмотренного технического решения на существующем оборудовании наиболее подходящим вариантом являются направляющие со схемой питания насос-карман. Модернизация заключается в установке на каждый карман быстродействующего датчика зазора, например индуктивного типа, и установке на питающую магистраль кармана управляемого по давлению предохранительного клапана. Один из вариантов конструкции такого клапана показан на рис. 1.

Этот клапан отличается от обычного предохранительного клапана тем, что вместо нажимной пружины в нем установлено нажимное устройство магнитоэлектрической системы. Давление открывания такого клапана определяется выражением:

$$p_{\text{откр}} = \frac{F \pi d^2}{4}$$

где  $F$  – усилие нажимного устройства;

$d$  – диаметр керна 2 клапана.

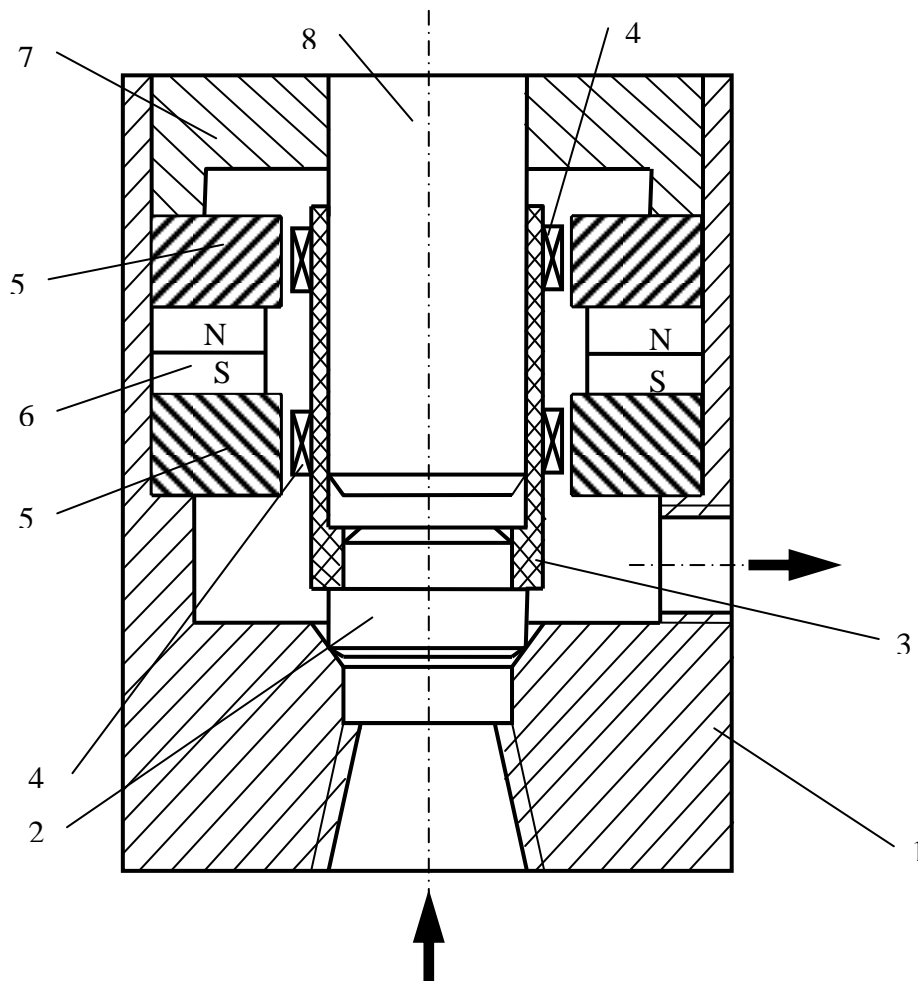


Рис. 1 – Управляемый предохранительный клапан.

1 – корпус из немагнитного сплава; 2 – сердечник; 3 – диэлектрический каркас; 4 – катушка; 5 – магнитопровод; 6 – постоянный магнит; 7 – крышка; 8 – направляющий стержень.

В свою очередь усилие  $F$  нажимного устройства определяется по закону Ампера:

$$F = B \times I \times L$$

где  $B$  – магнитная индукция в рабочем зазоре устройства, определяемая параметрами постоянного магнита 6;

$I$  – величина тока в катушке 4;

$L$  – рабочая длина проводника в катушке 4.

Такое устройство справедливо будет назвать не клапаном, а регулятором, поскольку в пределах диапазона регулирования системы оно должно работать в режиме дросселирования. Этот факт обуславливает высокое быстродействие такого регулятора, которое ограничивается только временем перемещения сердечника 2 с каркасом 3 и катушками 4 на величину изменения дросселирующего зазора между сердечником и седлом корпуса, а также электромагнитной постоянной времени электрической цепи.

Структурная схема САП показана на рис 2. Она является простейшим вариантом для случая с постоянной массой подвижного узла. Для случая с переменной массой система может быть дополнена звеньями, обеспечивающими однократное или периодическое измерение массы подвижного узла в те моменты времени, когда он не нагружен больше никакими другими силами. Это особенно удобно реализовать на станках, оснащенных системой ЧПУ, которая на основе технологической информации будет вырабатывать сигнал разрешения измерения массы.

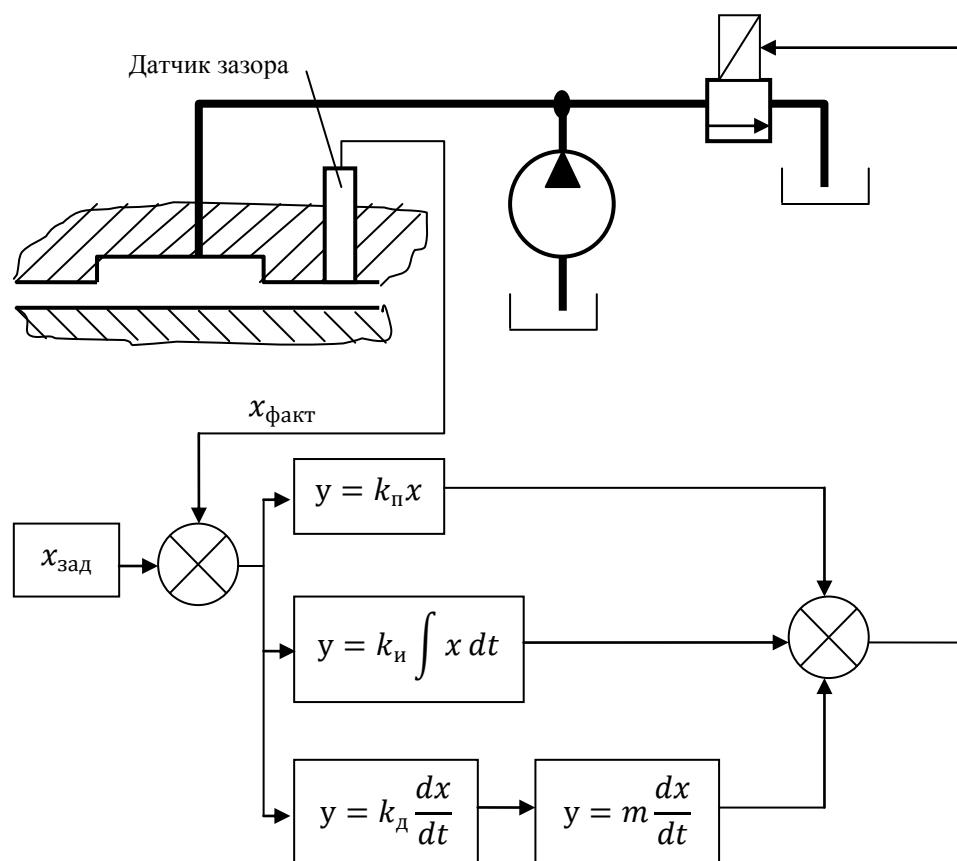


Рис. 2 – Структурная схема САР

Для практической реализации вычислительных звеньев САР рационально использовать электронные средства, поскольку датчик зазора и управляемый клапан являются электромеханическими устройствами. Описание вариантов схмотехнической реализации вычислительных звеньев достаточно подробно изложено в соответствующей литературе, например в [3], [4] и выходит за рамки настоящей статьи. Следует отметить только то, что на данном уровне развития электроники целесообразно реализовывать данную систему на основе микропроцессорных устройств.

### Выводы

На основе проведенных теоретических рассуждений предложенное техническое решение должно обеспечить условно-бесконечную жесткость масляного слоя в статическом режиме и сокращение динамической ошибки во время переходных процессов до уровня собственных шумов и погрешностей звеньев системы, при условии, что скорость изменения возмущающего воздействия в несколько раз меньше быстродействия наиболее медленного звена системы, в данном случае регулятора давления.

Рассмотренная проблема достаточно актуальна для тяжелых металлорежущих станков высокой точности, поскольку жесткость масляного слоя составляет весомую долю в общем балансе жесткости станка (в зависимости от конструкции от 5% до 50%), а повышение жесткости станка в целом позволяет равноценно повысить производительность без потери точности.

Дальнейшими этапами работы в данном направлении является экспериментальная проверка работоспособности и эффективности предложенного технического решения, разработка математических моделей для повторного проектирования системы, а также разработка схмотехнических и алгоритмических решений для управляющей части системы.

**Перечень источников литературы:** 1. Решетов Д. Н., В. В. Каминская, А. С. Лapidус, и др. Детали и механизмы металлорежущих станков/ Общие основы конструирования; направляющие и несущие системы. – (том 1)// М.: Машиностроение, 1972. – 664 с. 2. Бушуев В. В. Гидростатическая смазка в станках. – 2-е изд. пераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1989. – 176с. ISBN 5-217-00444-4. 3. Теория автоматического управления технологическими системами: учебное пособие для студентов вузов/ Петраков Ю.В., Драчев О.И. – 1-е изд. // М.: Машиностроение, 2008. – 336 с. 4. Лебедев А. М. Следящие электроприводы станков с ЧПУ / А. М. Лебедев, Р. Т. Орлова, А. В. Пальцев. – М.: Энергомашиздат, 1988. – 223с. ISBN 5-283-00582-8

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

ПОВЫШЕНИЕ ЖЕСТКОСТИ ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ ОПОР ЗА СЧЕТ  
ПРИМЕНЕНИЯ СИСТЕМЫ АВТОМАТИЧЕСКОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ С ДВУМЯ  
ДИФФЕРЕНЦИРУЮЩИМИ ЗВЕНЬЯМИ.

Мельник М.С.

Рассмотрены вопросы повышения жесткости масляного слоя в гидростатических направляющих. Выявлены недостатки существующих систем регулирования давления в карманах гидростатических опор. Предложена структура системы автоматического регулирования давления в кармане опоры с управлением по возмущающему воздействию.

ПІДВИЩЕННЯ ЖОРСТКОСТІ ГІДРОСТАТИЧНИХ ОПОР ЗА РАХУНОК  
ЗАСТОСУВАННЯ СИСТЕМИ АВТОМАТИЧНОГО РЕГУЛЮВАННЯ З ДВОМА  
ДИФЕРЕНЦІЮЮЧИМИ ЛАНКАМИ

Мельник М.С.

Розглянуті питання підвищення жорсткості мастильного шару в гідростатичних напрямних. Виявлено недоліки існуючих систем регулювання тиску в кишнях гідростатичної опори. Запропоновано структуру системи автоматичного регулювання тиску у кишні опори з керуванням по впливу збурення.

INCREASING OF RIGIDITY OF HYDROSTATIC MOUNTS THROUGH  
APPLICATION OF SYSTEM OF AUTOMATIC CONTROL WITH TWO  
DIFFERENTIATING LINKS.

Melnik M.S.

The questions of increasing to acerbity layer lubricant in hydrostatic directing are considered. The defects of existing systems of the regulation of the pressure in pocket hydrostatic supports are revealed. The structure of the system of the automatic regulation of the pressure in pocket hydrostatic support with control on outraging influence is offered.

Ключевые слова: гидростатическая опора, регулятор, автоматическое регулирование, управление, жесткость.

Ключові слова: гідростатична опора, регулятор, автоматичне регулювання, управління, жорсткість.

Keywords: hydrostatic support, regulator, automatic regulation, control, rigidity.

Дата надходження статті: 24 жовтня 2012 р.

УДК 621.791.042

**Бережная Е.В., ЧепельЮ.А.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **МАШИНА ТРЕНИЯ ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МЕТАЛЛА НАПЛАВКИ**

### *Введение*

Одним из основных требований, выполнение которого необходимо для успешной работы предприятия в условиях современной экономики, является использование качественного, высокопроизводительного оборудования, для повышения срока службы которого разработаны специальные технологии восстановления, что позволяет снизить затраты и уменьшить время простоя оборудования при проведении ремонтных работ [1]. В частности, к таким технологиям относится процесс восстановительной наплавки порошковыми лентами [2]. Эта технология особенно актуальна для малых величин износа поверхности деталей, работающих в условиях интенсивного абразивного износа. Важным параметром, определяющим срок службы режущего инструмента, является износостойкость его поверхности, для оценки которой была разработана машина трения возвратно-поступательного движения.

Одной из тенденций современного электропривода, заключающейся в максимально возможном устранении промежуточных кинематических передач между электродвигателем и рабочим органом механизма, а в пределе – в объединении электродвигателя и рабочего органа в одном корпусе, является применение линейных электродвигателей [3].

Применение линейных двигателей в приводах подач современных станков является тем закономерным результатом, к которому привела их эволюция на протяжении десятков последних лет. Однако сейчас использование линейных приводов находится лишь на начальной стадии. Технология их изготовления до сих пор не до конца автоматизирована, цена высока, а применение далеко не всегда уместно. Линейный двигатель не получил своего «эталонного» воплощения (или ряда таких воплощений, испытанных временем, выбор из которых производится в зависимости от специфики использования) и существуют различные конструктивные исполнения, которые, несмотря на ряд безусловных общих преимуществ, значительно отличаются друг от друга, имея различные сильные и слабые стороны. Это тот этап, который проходит любая инновация. И все больше производителей останавливаются на линейных двигателях для приводов возвратно-поступательного движения [4].

Использование линейных двигателей оправдано для прецизионного оборудования и в том случае, когда большую роль играет динамическая характеристика привода: максимально допустимые ускорения, величины максимально и минимально допустимых скоростей. Тем не менее, даже на оборудование такого класса линейные приводы устанавливаются, зачастую, лишь в маркетинговых целях, ведь ультрапрецизионное оборудование по умолчанию должно быть оснащено инновациями, позволяющими добиться высочайшей точности, недоступной конкурентам. При этом часто позабытыми оказываются как экономическая эффективность использования таких приводов, которая приводит к неоправданному повышению стоимости обработки, так и технологическая необходимость такого решения в целом.

В результате длительных исследований различных фирм нашлось решение. На рынке появился относительно новый тип линейных двигателей – цилиндрический линейный двигатель (ЦЛД), который обладает рядом преимуществ по сравнению с аналогами и весьма эффективен с экономической точки зрения: низкое потребление энергии, простота производства и сборки. При этом, что данные электродвигатели обладают великолепными технологическими возможностями и превосходной точностью, главное их преимущество – в экономичности и чрезвычайно низких текущих издержках.



**Цель работы**

Цель работы – исследовать возможность применения цилиндрического линейного двигателя для привода возвратно-поступательного движения машины трения.

**Основная часть**

Особенность конструкции цилиндрического линейного двигателя заключается в том, что обмотки 2 расположены вокруг сформированных в виде цилиндра постоянных магнитов 1 (рис.1).

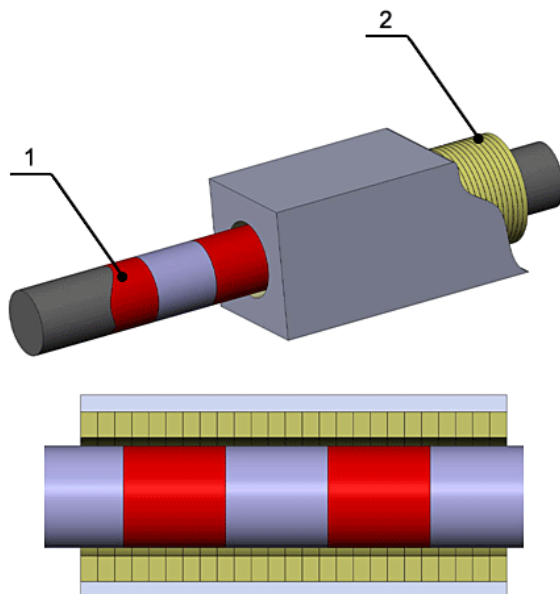


Рис.1. Цилиндрический линейный двигатель

К достоинствам цилиндрического линейного двигателя относится специфичность тепловыделения. Цилиндрический линейный двигатель не требует специальной отдельной системы охлаждения. То тепло, которое неизбежно выделяется в обмотках, эффективно отводится окружающей средой и непосредственно на корпус двигателя передается незначительная его часть (рис.2). Кроме того, в конструкции отсутствует сердечник – источник дополнительного нагрева под действием вихревых токов.

В результате испытаний, проведенных фирмой Mitsubishi с цилиндрическим линейным двигателем (перемещение стола на длину 200 мм со скоростью 1 м/с, ускорением 1 G, задержкой 1 с в каждом из концов хода), было установлено, что повышение температуры двигателя не превышает 5°C (рис.3)[5].

В принципе, при более тяжелых режимах работы температура стола может подниматься и выше оговоренных 5°C, но в любом случае значительно меньше, чем у других типов двигателей.

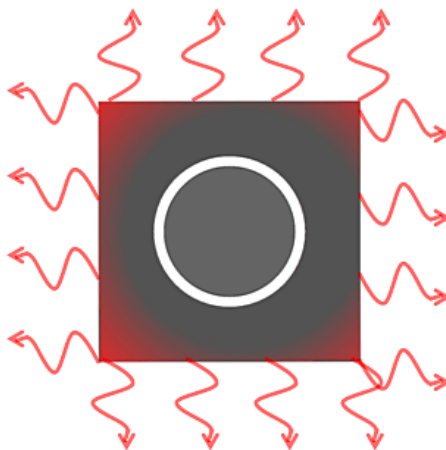


Рис. 2. Схема отвода тепла в цилиндрическом линейном двигателе

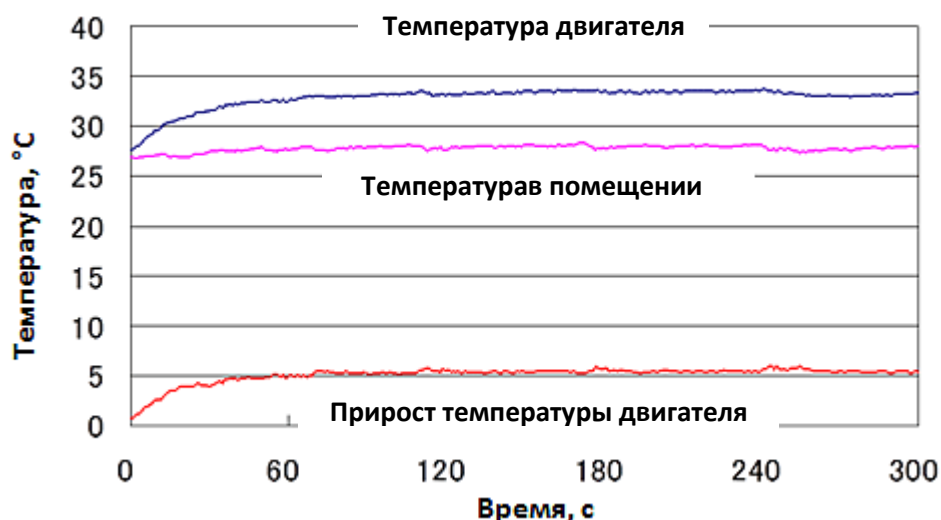


Рис. 3. Приріст температури циліндричного лінійного двигателя

Циліндричні лінійні двигатели не мають обмежень по плавності руху. В зв'язі з тим, що в конструкції циліндричного лінійного двигателя немає сердечника, йому не властиві недоліки, пов'язані з його наявністю.

Між циліндром і обмотками ползуна не виникає додаткових силових впливів (ні в радіальному, ні в осевому напрямку), тому рух при роботі відбувається плавно, без скачків навантаження або швидкості (рис.4, 5).

Благодаря симметричной конструкции и отсутствию сердечника, колебания величины зазора принципиально не влияют на работу циліндричного лінійного двигателя, що полегчає його збирання і виготовлення.

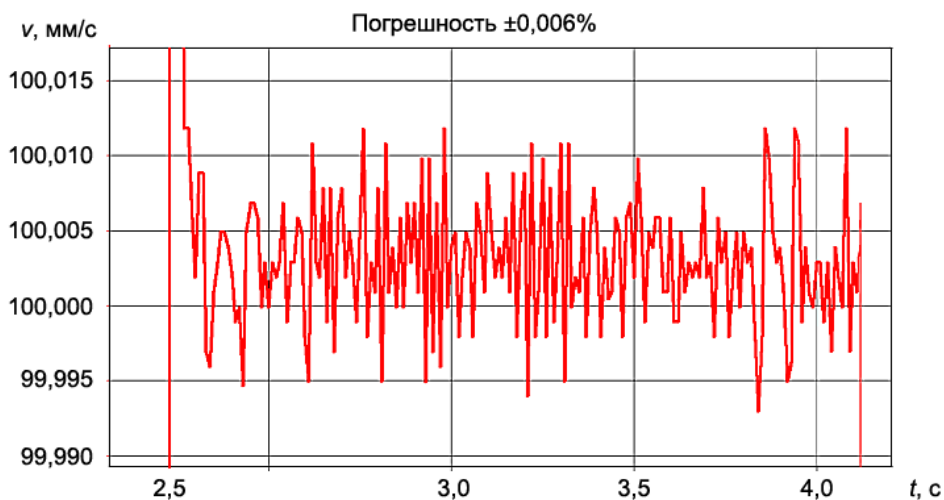


Рис. 4. Погрешність швидкості (область високих швидкостей)

Застосування циліндричного лінійного двигателя забезпечує ефективне використання всього магнітного потоку завдяки симетричності конструкції (рис.6).

Благодаря симметричности конструкции, в циліндричному лінійному двигателі використовується весь магнітний потік (рис.6).

Це дає додаткове економічне перевагу перед плоскою конфігурацією лінійного двигателя, тому для досягнення того ж результату потрібно практично в 2 рази менше рідкоземельних магнітів, або в 2 рази менше сильних магнітів. Це дуже важливе перевагу, тому що ціна постійних рідкоземельних магнітів становить невелику частину від загальної ціни лінійного двигателя.

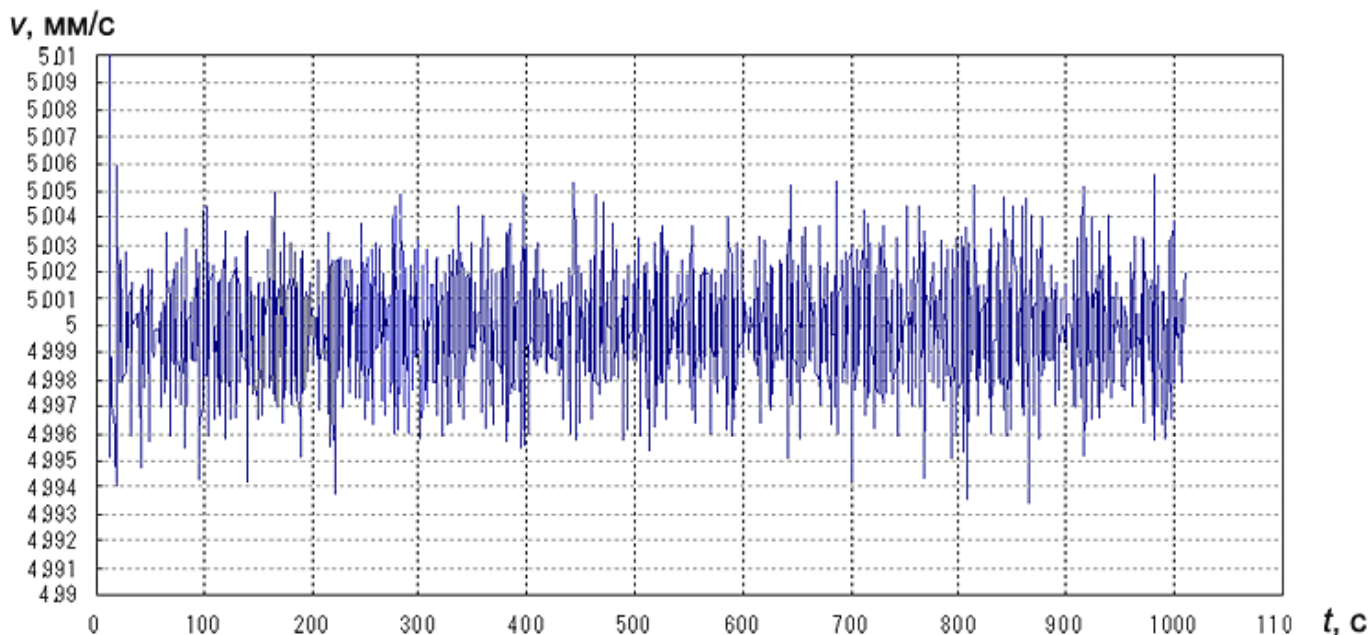


Рис. 5. Погрешность скорости (область низких скоростей)

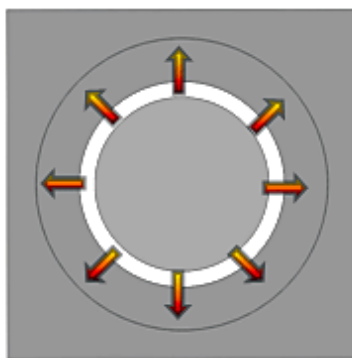


Рис. 6. Эффективное использование всего магнитного потока

Благодаря отсутствию механического контакта отпадает необходимость в смазке, двигатель работает абсолютно бесшумно и не подвергается износу. Однако в случае необходимости демонтаж и монтаж цилиндрического линейного двигателя, по сравнению даже с шарико-винтовой парой, осуществляется значительно проще и быстрее и не требует дополнительной юстировки, что существенно повышает его ремонтпригодность.

С учетом вышеизложенных достоинств предлагается следующая конструкция машины трения (рис. 7) с использованием линейных двигателей.

Между стойками 1 из немагнитного материала закреплен стержень 2 из сформированных в виде цилиндра постоянных магнитов (см. рис. 1). В каретке 3 находится обмотка. При подаче в обмотку постоянного напряжения определенной полярности в ней наводится магнитное поле, взаимодействие которого с магнитным полем постоянных магнитов приводит к перемещению каретки вправо. При подаче на обмотку напряжения противоположной полярности каретка начинает движение влево. Напряжение на обмотку подается через гибкий кабель, который подключается к обмотке каретки через разъем 4. Таким образом, переключая с определенной периодичностью полярность подаваемого на обмотку напряжения, обеспечивается возвратно-поступательное движение каретки.

Процесс перемещения каретки и время смены полярности подаваемого напряжения контролируются микропроцессорной системой управления. На каретке 3 закреплена скоба 5, служащая в свою очередь креплением для стойки 6. В стойке 6 находится катушка постоянного тока, внутри которой находится цилиндр 7, сформированный из постоянных

магнитов (такой же как и на каретке). При подаче напряжения определенной полярности на обмотку через разъем 8 стойка двигается вверх или вниз.

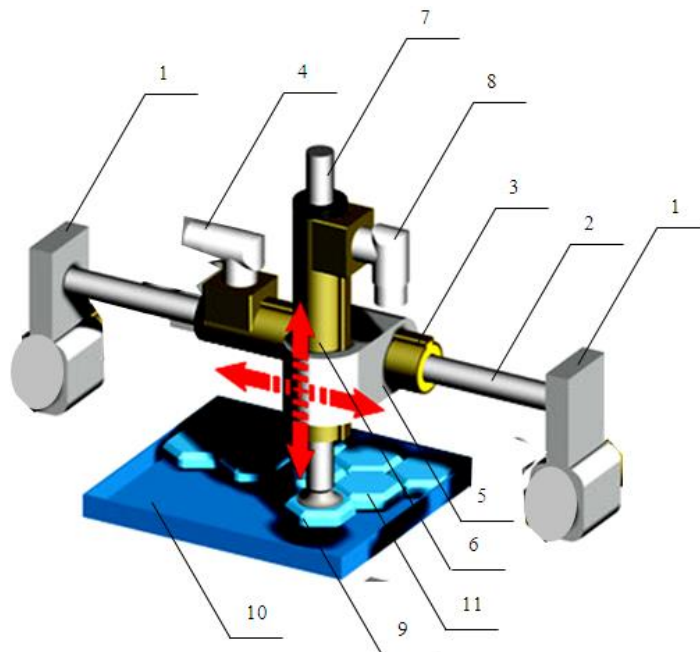


Рис.7. Машина трения возвратно-поступательного движения

На нижнем конце магнитного стержня крепится пластина 9 из немагнитного материала с закрепленным на ней абразивным материалом. На столе 10 закреплены испытуемые образцы 11. При определенной величине подаваемого на обмотку стойки напряжения напряженности магнитных полей, создаваемых постоянными магнитами и обмоткой будут равны и направлены встречно. Таким образом стойка будет жестко закреплена на месте таким образом, что абразивный материал войдет в контакт с испытуемыми образцами. При перемещении каретки вдоль испытуемых образцов происходит трение, в результате которого происходит износ образцов. Если ввести в систему управления контроль усилия прижима в каких-то пределах, то можно поддерживать его постоянным, перемещая стойку вниз до получения необходимого усилия прижима.

### **Выводы**

Разработана машина трения возвратно-поступательного движения, перемещение каретки прижим абразива к испытуемым образцам в которой осуществляется цилиндрическими линейными двигателями. Применение микропроцессорной системы позволяет систематизировать и анализировать полученные данные, а также прогнозировать результаты эксперимента.

**Перечень источников литературы:** 1. Чумаченко М.Г. Концепція державної промислової політики України. – Донецьк: ІЕП НАН України, 2002. – 424с. 2. Чигарев В.В., Грибков Э.П., Кассова Е.В. Технологические особенности наплавки порошковой лентой // Матер. Уміжнарод. наук.-техн. конф. «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку». – Краматорськ: ДДМА, 2007. – С. 118. 3. Свечарник Д.В. Электрические машины непосредственного привода. Безредукторный электропривод / Д.В. Свечарник. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 208 с. 4. Онищенко Г.Б., Босинзон М.А., Калачев Ю.Н. Состояние и перспективы развития электропривода для станкостроения. – Приводная техника, 2003, № 6. 5. Потапов В.А. Прогнозы роста европейского рынка линейных двигателей. Журнал "Эксперт" – 2003.

Рецензент: **Кассов В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

## МАШИНА ТРЕНИЯ ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ НА ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ МЕТАЛЛА НАПЛАВКИ

Бережная Е.В., Чепель Ю.А.

Исследована возможность применения цилиндрического линейного двигателя для привода возвратно-поступательного движения машины трения. Разработана машина трения возвратно-поступательного движения для испытания на износостойкость металла наплавки, перемещение каретки и прижим абразива к испытуемым образцам в которой осуществляется цилиндрическими линейными двигателями. Применение микропроцессорной системы позволяет систематизировать и анализировать полученные данные, а также прогнозировать результаты эксперимента.

## МАШИНА ТЕРТЯ ДЛЯ ВИПРОБУВАННЯ НА ЗНОСОСТІЙКІСТЬ МЕТАЛУ НАПЛАВЛЕННЯ

Бережна О.В., Чепель Ю.А.

Досліджено можливість використання циліндричного лінійного двигуна для приводу зворотного-поступального руху машини тертя. Розроблено машину тертя зворотного-поступального руху для випробовування на зносостійкість металу наплавлення, у якій переміщення каретки та притиск абразиву до зразків, що досліджуються, здійснюється циліндричними лінійними двигунами. Використання мікропроцесорної системи дозволяє систематизувати та аналізувати данні, що отримані в процесі дослідження, а також прогнозувати результати експерименту.

## MACHINE OF FRICTION FOR A TEST ON WEARPROOFNESS OF DEPOSITED METAL

Berezshnaya E.V., Chepel Y.A.

The possibility of using of a cylindrical linear motor to drive the reciprocating friction machine is investigated. Developed the friction machine reciprocating for test of the wearproofness of the deposited metal, in which the movement of the carriage and the clamping of abrasive to testing samples are realized by the cylindrical linear motors. The use of microprocessor-based system that enable to organize and analyze the data, that obtained during the investigation process, and to predict the results of the experiment of testing of deposited metal on wearproofness is purposed.

Ключевые слова: линейный электрический двигатель, привод подач, машина трения, износостойкость, наплавка метала

Ключові слова: лінійний електричний двигун, привід подач, машина тертя, зносостійкість, наплавка метала.

Keywords: linear electric motor, feed drive, the machine friction, wear resistance, welding metal.

Дата надходження статті: 22 жовтня 2012 р.

## РОЗДІЛ 3

### ТЕХНОЛОГІЯ МАШИНОБУДУВАННЯ

УДК 658.52.011.56

**Миرونенко Е.В., Ключко А.А., Кошелева А.Д., Годзула И.Г.**  
ДГМА, г.Краматорск, Украина

#### АНАЛИЗ ПАРАМЕТРОВ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ЗАКАЛЕННЫХ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС, ХАРАКТЕРИЗУЮЩИХ ИХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА

##### *Введение*

Эксплуатационные свойства закаленных крупномодульных зубчатых колес и их передач неразрывно связано с обеспечением параметров состояния поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес. С целью обеспечения эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес с условиями их обработки необходимо проанализировать комплексную систему параметров состояния поверхностного слоя и их влияние на эксплуатационные свойства закаленных крупномодульных зубчатых колес.

##### *Основная часть*

На базе принятой системы параметров А.Г. Сулова предложены комплексные параметры, характеризующие несущую способность и равновесное состояние поверхностей при трении и износе для непосредственного обеспечения эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес (табл. 1).

Таблица 1

Комплексные параметры, рекомендуемые к использованию при назначении технологического обеспечения крупномодульных зубчатых колес

Наименование поверхности	Комплексный параметр	Зубчатые колеса
Работающие в условиях трения и износа	$C_x$	Поломка зубьев, износ
Работающие в тяжелонагруженных условиях реверсивного исполнения	П	Выкрашивание активных поверхностей и отслаивание поверхностных слоев зубьев
Поверхности зубчатых колес, работающие в условиях циклического нагружения	Д	Пластические деформации зубьев и заедание
С повышенной шероховатостью рабочих поверхностей зубьев	Н	Абразивный износ зубьев

Теоретический анализ несущей способности поверхностного слоя зубчатых колес позволяет установить необходимую систему параметров его состояния, включающую в себя макроотклонения ( $H_{max}$  – максимальная высота макроотклонения,  $H_p$  – высота сглаживания макроотклонения, характеризующая металлоемкость поверхности), волнистость ( $W_a$  – среднеарифметическое отклонение профиля волнистости,  $W_p$  – высота сглаживания профиля волнистости;  $W_z$  – высота волнистости по десяти точкам;  $S_{mv}$  – средний шаг волнистости,  $t_{mv}$

- относительная опорная площадь волнистости на уровне средней линии), шероховатость ГОСТ 2789-73 [1, 2, 4] (Рис. 1):  $R_a$  – среднее арифметическое отклонение профиля,  $R_p$  – расстояние от линии выступов до средней линии,  $R_{max}$  – наибольшая высота неровностей профиля,  $R_z$  – высота неровностей профиля по десяти точкам,  $t_m$  – относительная опорная площадь неровностей на уровне средней линии,  $S_m$  – средний шаг неровностей,  $S$  – средний шаг неровностей по вершинам локальных выступов,  $t_p$  – относительная опорная длина профиля на уровне  $p$  и физико-механические свойства ( $H_{\mu 0}$  – поверхностная микротвердость,  $\sigma_0$  – величина остаточных напряжений на поверхности,  $h_{H\mu}$  – глубина залегания упрочненного слоя,  $h_{\sigma 0}$  – глубина залегания остаточных напряжений поверхности )

Анализ работ по проблеме технологическое обеспечение эксплуатационных свойств цилиндрических зубчатых колес показывает, что научно-обоснованный выбор, назначение и технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя цилиндрических зубчатых колес является сложной и многовариантной задачей. Учитывая это обстоятельство для решения подобных задач необходимо использование специально математического аппарата с применением методов многокритериальной оптимизации и средств ПК.

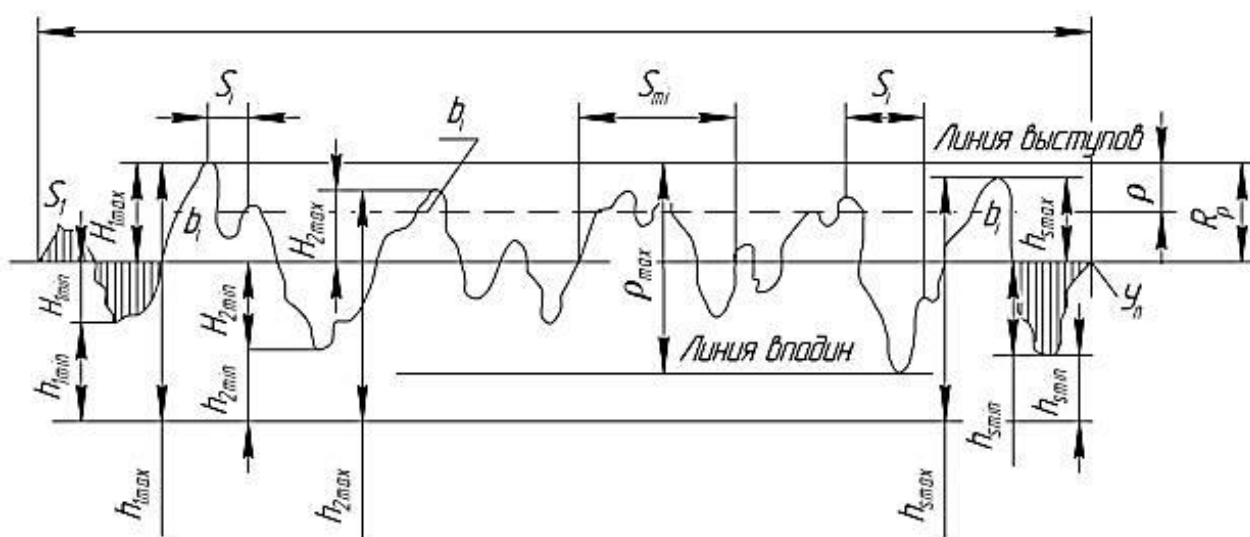


Рис. 1 – Профиль шероховатости поверхности

Один из путей решения таких задач является разделение их на две части: конструкторскую и технологическую, с выделением технологических параметров в виде комплексного показателя эксплуатационных свойств. Количество таких показателей и их структура определяется из конкретных требований к изучаемому объекту.

Многообразие механических методов обработки [1, 2, 3, 4, 5], зубообрабатывающих станков, фрез и материалов для обработки зубчатых колес предоставляет широкие технологические возможности в обеспечении требуемых параметров поверхностного слоя зубчатых колес, определяющих эксплуатационные свойства.

Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств зубчатых колес неразрывно связано с обеспечением параметров состояния поверхностного слоя зубчатых колес, определяющих их эксплуатационные свойства. Для успешного решения этой задачи необходимо рассмотреть теоретические аспекты взаимосвязи параметров состояния поверхностного слоя зубчатых колес с технологическими условиями их обработки. Целесообразно рассматривать не общие аспекты связи отдельных параметров состояния поверхностного слоя зубчатых колес с условиями их обработки, а непосредственную взаимосвязь системы параметров состояния поверхностного слоя, определяющих эксплуатационные свойства зубчатых колес с условиями их обработки (Рис. 2). Эту

взаимосвязь выражается в математических уравнениях, которые являются основой при разработке алгоритмов и программы для ПК. В результате автоматизируется решение одной из основных задач расчета оптимальных технологических условий обработки с учетом обеспечения требуемых параметров состояния поверхностного слоя зубчатых колес, исходя из их эксплуатационных свойств.

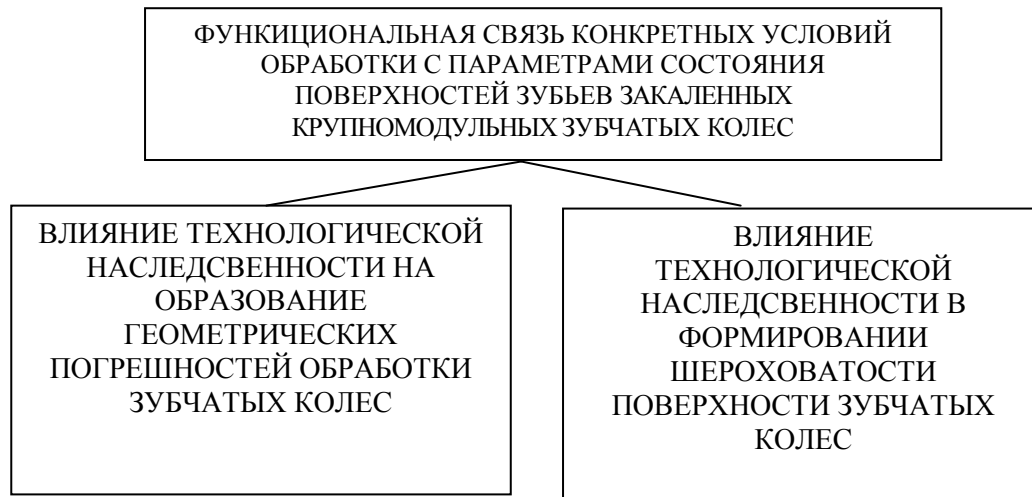


Рисунок 2 – Функциональная взаимосвязь условий обработки с параметрами поверхностного слоя зубчатых колес

Анализ результатов исследований по формированию высоты профиля шероховатости при различных методах обработки зубчатых колес [1, 4, 5] позволяет сделать вывод, что на образование шероховатости при всех методах механической обработки оказывают влияние следующие факторы: геометрия рабочей части зубообрабатывающего инструмента (радиуса округления режущей кромки инструмента, направления неровностей при заточке инструмента, состояния поверхности инструмента, степени упрочнения рабочей части инструмента, кинематика рабочего движения инструмента [2, 4, 5]; упругие и пластические деформации обрабатываемого материала в зоне контакта с рабочим инструментом, вырывы частиц обрабатываемого материала зубчатых колес.

Степень влияния каждого из этих факторов на образование шероховатости поверхности и обеспечении эксплуатационных свойств зубчатых колес будет различной в зависимости от выбранных технологических параметров обработки. Такие факторы как геометрия рабочей части зубообрабатывающего инструмента, кинематика рабочего движения инструмента, упругие и пластические деформации обрабатываемого материала в зоне контакта с рабочим инструментом вызывают образование систематических составляющих профиля шероховатости, которая может быть описана математически. Фактор вырыва частиц обрабатываемого материала зубчатых колес вызывает образование случайной составляющей профиля и определяет дисперсию параметров шероховатости [1, 2, 4].

При механической обработке зубчатых колес в зависимости от условий обработки могут происходить различные явления, оказывающие влияние на формирование поверхностного слоя. Согласно теории контактного взаимодействия деталей при формообразовании поверхностей механическим способом в зоне контакта инструмента с заготовкой в общем случае имеют место упругие, упруго-пластические, и пластические деформации слоев металла и относительный сдвиг пластически деформируемого поверхностного слоя относительно обрабатываемой поверхности заготовки [1, 4]. Пластическое отгеснение при механической обработке определяется по формулам [2, 4], регламентируется радиусом округления режущей кромки инструмента, который изменяется в процессе формообразования рабочих поверхностей зубчатых колес и зависит от обрабатываемого материала и режущего лезвия инструмента и рассматривается с учетом



кинematики движения инструмента и условий формирования поверхностного слоя исходя из технологических параметров обработки и стабилизации процесса обработки цилиндрических зубчатых колес.

Современная, научно-обоснованная организация работ поиска новых решений и технологии изготовления зубчатых колес, базируется на тесной взаимосвязи проблем обеспечения функциональных и экономических показателей зубчатых передач [3, 5].

Эксплуатационные характеристики, в значительной степени, определяются условиями взаимодействия контактирующих поверхностей, свойства которых обеспечиваются механическими методами обработки и на основании теории технологического обеспечения эксплуатационных свойств зубчатых колес с учетом функционально-стоимостного анализа [1, 2, 3, 4]. На основании анализа современного состояния вопроса можно сформулировать следующие выводы:

Выбор научно-обоснованного метода обработки закаленных крупномодульных зубчатых колес, рационально учитывающего эксплуатационные и стоимостные показатели, в значительной степени определяет технологические возможности обеспечения качества зубчатых передач.

Теоретическое и экспериментальное обоснование влияния комплексных параметров состояния поверхности на эксплуатационные свойства контактирующих поверхностей зубчатых колес, методология выбора методов обработки в обеспечении системы параметров поверхностного слоя применительно к материалам и форме обрабатываемых поверхностей является основной задачей научно-обоснованного технологического обеспечения эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес.

Эксплуатационные свойства зубчатых колес в значительной мере зависят от состояния их поверхностных слоев. В настоящее время проводится много исследований по отысканию оптимальной системы параметров качества поверхности зубчатых колес, которая наиболее широко и просто отражала бы их эксплуатационные свойства [1, 2, 3, 4, 5].

В этих исследованиях характеристики поверхностного слоя зубчатых колес подразделяются на геометрические и физико-механические.

Под геометрическими параметрами поверхности зубчатых колес понимают параметры шероховатости, волнистости и макроотклонения. Шероховатость, волнистость и макроотклонения на контактирующих поверхностях зубчатых колес приводят к дискретности их контакта и дифференциации площадей контакта на фактическую  $A_m$ , контурную  $A_e$  и номинальную  $A_a$  (рис. 3). Причем максимально возможную площадь контакта идеальных поверхностей зубчатых колес без шероховатости, волнистости и макроотклонения будем называть геометрической площадью контакта  $A$ . Как видно из рис. 1, геометрическая площадь контакта определяется наименьшими размерами поверхностей  $A = L_{non}$  мм.

Номинальная площадь контакта, обусловленная наличием макроотклонения на поверхностях деталей, будет равна сумме отдельных номинальных площадок  $A_a = \sum_{i=1}^{N^e} A_{ai}$ . На номинальных площадках контакта расположены отдельные контурные площади контакта, обусловленные волнистостью поверхностей. Сумма отдельных контурных площадок приводит в целом к образованию контурной площади контакта  $A_c = \sum_{i=1}^{N^e} A_{ci}$ . Контакт зубчатых колес происходит по фактическим площадкам контакта эвольвентной поверхности сопрягаемых зубчатых колес  $A_r$ , обусловленным наличием на поверхностях зубчатых колес шероховатости, которые в сумме составляют фактическую площадь контакта  $A_f = \sum_{i=1}^{N^e} A_{fi}$  в зависимости от  $m$  – модуля зацепления (Рис. 4).

Модуль зацепления является главным параметром. Чем больше нагружена передача, тем выше значение модуля. Через модуль выражаются все остальные параметры. Модуль измеряется в миллиметрах,  $z$  — число зубьев колеса;  $t$  — шаг зубьев;  $d$  — диаметр делительной окружности;  $d_a$  — диаметр окружности вершин колеса;  $d_b$  — диаметр основной окружности — эвольвенты;  $d_f$  — диаметр окружности впадин колеса.

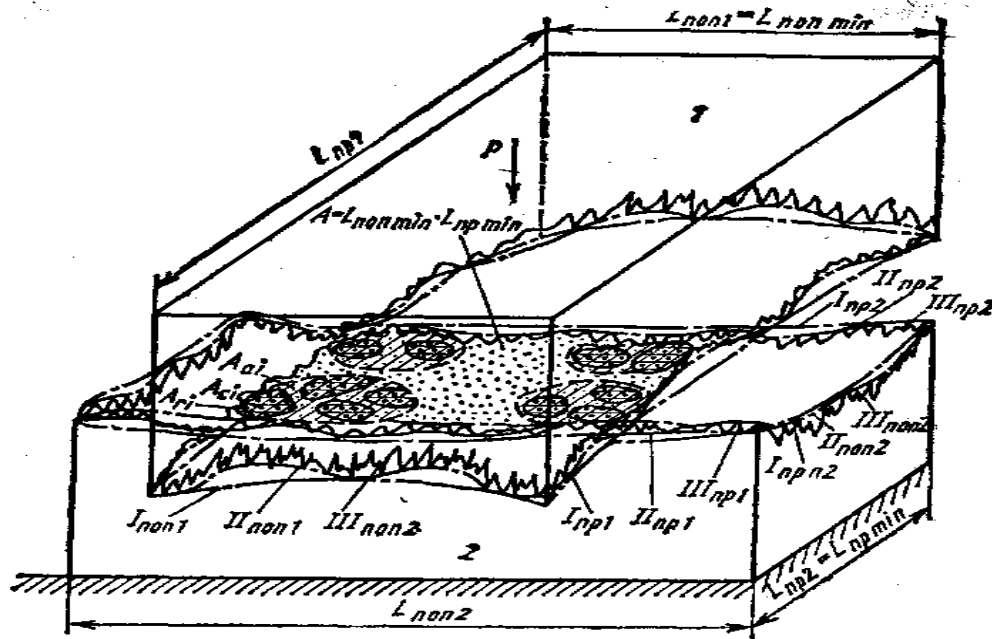


Рис. 3 – Схема контакту реальних поверхностей сопрягаемых зубчатых колес:  $I_{pop1}$ ,  $II_{pop1}$ ,  $III_{pop1}$ ;  $I_{pop2}$ ,  $II_{pop2}$ ,  $III_{pop2}$  – поперечный профиль макроотклонения, волнистости и шероховатости контактирующих поверхностей соответственно шестерни и колеса;  $I_{pp1}$ ,  $II_{pp1}$ ,  $III_{pp1}$ ;  $I_{pp2}$ ,  $II_{pp2}$ ,  $III_{pp2}$  – продольный профиль макроотклонения, волнистости и шероховатости контактирующих поверхностей соответственно шестерни и колеса

Требования к шероховатости поверхности устанавливают указанием числовых значений параметров. В дополнении к количественным параметрам для более полной характеристики шероховатости указывают направление неровностей, вид обработки поверхности или последовательность видов обработки

Значения параметра  $R_a$  ГОСТ2789-73 установлено 14 классов шероховатости поверхности, причем классы 1-5, 13 и 14 определены через параметр  $R_z$ , а классы 6-12 через параметр  $R_a$  (табл. 2). При конструировании величину шероховатости выбирают в зависимости от функционального назначения поверхности. В общем случае, чем выше требования по точности, тем выше требования и по шероховатости поверхности.

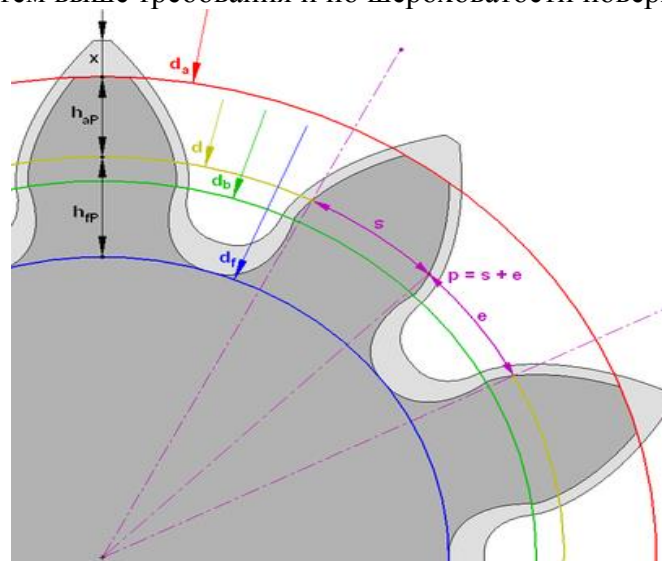


Рис. 4 - Параметры зубчатого колеса

При установленні вимог до шорхуватості поверхні цілесообразно користуватися переважними значеннями параметра  $R_a$  (в таблиці вказані в окремому стовпці курсивом збільшеним розміром шрифту). При виборі класу шорхуватості повинні бути враховані властивості матеріалу і твердість поверхні деталі. Високі показники для сталей можна отримати при твердості не нижче  $HRC\ 30-35$ . Стальні вироби, що підлягають чистій обробці, повинні бути, по меншій мірі, підвергнуті покращенню або нормалізації. Термічно необроблені низькоуглеродисті сталі погано піддаються тонкій обробці.

Нормування шорхуватості поверхні: застосовуються три основні способи регламентації конструктором якості поверхні, в тому числі шорхуватості: 1) за прототипом (метод прецедентів); 2) розрахунковий; 3) експериментальний.

Вибір параметрів і їх значень для нормування шорхуватості повинен вироблятися з урахуванням призначення поверхні і встановлення їх зв'язи з експлуатаційними властивостями поверхні.

В табл. 3 наведені деякі найважливіші експлуатаційні властивості поверхні, що залежать від її шорхуватості, і номенклатура параметрів, за допомогою яких забезпечуються показники цих властивостей. Основним у всіх випадках є нормування висотних параметрів.

Таблиця 2

Класи шорхуватості поверхней, що відповідають різним видам обробки по ГОСТ 2789–73

Вид обробки	Параметр шорхуватості	Вид обробки	Параметр шорхуватості
Лиття	$R_z\ 320 - R_z\ 20$	Ковка	$R_z\ 320 - R_z\ 400$
Прокат холодний	2,5-0,63	Протягування	2,5 – 0,63
Штампування гаряче	$R_z\ 160 - R_z\ 20$	Слесарна опилювання	$R_z\ 80 - R_z\ 20$
Штампування холодне	$R_z\ 20, 2,5 - 0,63$	Сверління	$R_z\ 80 - R_z\ 20$
Стругання	$R_z\ 80 - R_z\ 20, 2,5$	Розвертання	$R_z\ 40 - R_z\ 20, 2,5 - 0,32$
Точіння обдирочне	$R_z\ 320 - R_z\ 40$	Подрезка торця чорн.	$R_z\ 80 - R_z\ 40$
Точіння чистове	$R_z\ 20, 2,5 - 0,63$	Подрезка торця чист.	$R_z\ 20$
Растачування обдирочне	$R_z\ 160 - R_z\ 40$	Фрезерування, зубофрезерування чорнове	$R_z\ 40$
Растачування чистове	$R_z\ 20, 2,5; 1,25$	Фрезерування, зубофрезерування чистове	$R_z\ 20, 2,5; 1,25$
Шлифування, зубошлифування чистове	2,5; 1,25 – 0,63	Скоростне зубофрезерування чистове	2,5; 1,25; 1,00
Шлифування тонке	0,63 – 0,16	Хонінгування	0,32 – 0,04

Переважно, в тому числі і для найгрубших поверхней, нормувати параметр  $R_a$ , який більш інформативно, ніж  $R_a$  і  $R_{max}$  характеризує нерівності профіля, оскільки визначається по всім точкам (або достаточному числу точок) профіля.

Таблица 3

Эксплуатационные свойства поверхности, зависящие от ее шероховатости по  
ГОСТ2789–73

Эксплуатационное свойство поверхности	Параметры шероховатости поверхности и характеристики, определяющие эксплуатационное свойство
Износоустойчивость при всех видах трения	$R_a (R_z), t_p$ направление неровностей
Виброустойчивость	$R_a (R_z), S_m, S$ , направление неровностей
Контактная жесткость	$R_a (R_z), t_p$
Прочность соединения	$R_a (R_z), R_{max}, S_m, S$ , направление неровностей
Прочность поверхности при циклических нагрузках	$R_a (R_z), S_{max}, S, t_p$

Параметры  $R_z$  и  $R_{max}$  нормируют в тех случаях, когда по функциональным требованиям необходимо ограничить полную высоту неровностей профиля, а также когда прямой контроль параметра  $R_a$  с помощью профилометров или образцов сравнения не представляется возможным, например для поверхностей, имеющих малые размеры или сложную конфигурацию (режущие кромки инструментов, детали часовых механизмов и пр.).

Для ответственных поверхностей производится нормирование не только высотных параметров, но и шаговых и параметра  $t_p$ , так как они обеспечивают некоторые их функциональные свойства.

Требования к шероховатости поверхности должны устанавливаться путем указания: 1) параметра шероховатости (одного или нескольких); 2) числовых значений выбранных параметров; 3) базовых длин, на которых происходит определение указанных параметров.

На практике применяются три варианта указания числовых значений параметра (параметров) шероховатости: 1) наибольшим значением; 2) диапазоном значений; 3) номинальным значением.

Наиболее распространенным применительно к зубчатым цилиндрическим колесам является вариант, когда указано числовое значение параметра, соответствующее допустимой шероховатости, т. е. наибольшему предельному значению для параметров  $R_a, R_z, R_{max}, S_m, S$  и наименьшему предельному значению параметра  $t_p$  и направление неровностей поверхности по ГОСТ 2789–73.

В отдельных случаях, когда для правильного функционирования недопустима и слишком гладкая поверхность, применяется второй вариант, при котором указан диапазон значений параметра; наибольший и наименьший предельные значения.

Третий вариант применяется реже, в основном для образцов сравнения шероховатости поверхности или для образцовых деталей, служащих для этих же целей. При этом варианте указывается номинальное значение параметра с допустимыми предельными отклонениями от него (%). Установление требований к шероховатости поверхности указанием номинальных значений параметра обеспечивает наиболее строгий метрологический контроль.

При установлении требований шероховатости поверхности рекомендуется применять параметры  $R_a, R_z, R_{max}, t_p$ .

Среднее арифметическое значение отклонения профиля  $R_a$  – среднее арифметическое абсолютных значений отклонений профиля в пределах базовой длины  $l$ .

Высота неровностей профиля по десяти точкам  $R_z$  – сумма средних арифметических абсолютных значений отклонений точек пяти наибольших минимумов и пяти наибольших максимумов профиля в пределах базовой длины  $l$ .

Наибольшая высота неровностей профиля  $R_{max}$  – расстояние между линией выступов профиля и линией впадин профиля в пределах базовой длины  $l$ . Относительная опорная

длина профиля  $t_p$  (где  $p$  – числовое значение уровня сечения профиля) – отношение опорной длины профиля к базовой длине.

В научных исследованиях для оценки несущей способности шероховатости зубчатых колес исследуют: кривую опорной поверхности, построенную в относительных координатах  $t_p = b\varepsilon^v$ , параметры ее начального участка  $v$  и  $b$ , средние радиусы локальных выступов  $\rho$  и выступов  $p_m$ , радиус впадин  $p'_m$ , безразмерный комплекс  $\Delta$  [1, 4].

По расположению опорных кривых и по значению их параметров проводят сравнение несущей способности шероховатости поверхностей, обработанных различными методами и с разной величиной  $R_a$ . Однако экспериментальные исследования [4] часто опровергают такие необоснованные выводы. Это объясняется тем, что одинаковые относительные расстояния  $\varepsilon$  ( $\rho$ ) при различной  $H_i$  высоте шероховатости  $R_{max}$  характеризуют разные уровни по своим абсолютным значениям  $y$ , поэтому при построении опорных кривых в относительных координатах одни из них как бы искусственно сжимаются, а другие растягиваются.

Так, на рис. 5 построены кривые для разных  $R_{max}$  в относительных и абсолютных значениях по высоте ординат профиля.

Как видно из рис. 5, а, опорная кривая для  $R_{max} = 3$  мкм хуже, чем для  $R_{max} = 8$  мкм. При построении этих кривых по высоте ординат профиля в абсолютных значениях картина изменяется (рис. 5, б).

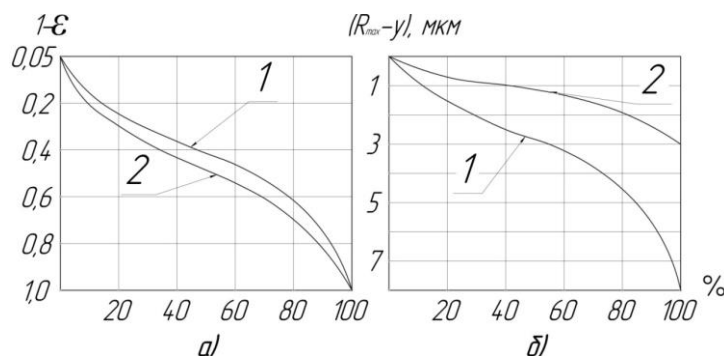


Рис. 5 – Распределение опорных линий микронеровностей по уровням при относительном (а) и абсолютном (б) значениях их расстояний от линий выступов:  
1 – чистовое зубофрезерование специальными червячными фрезами по линии зацепления;  
2 – ППД обработка накатными роликами

Проведенные исследования также показывают, что с изменением шероховатости не всегда существует закономерность в изменении параметров  $\varepsilon$  и  $v$ . Все это говорит о том, что по взаимному расположению опорных кривых, построенных в относительных координатах, и по значению их параметров  $\varepsilon$  и  $v$  затруднительно проводить сравнение несущей способности шероховатости поверхностей, обработанных различными технологическими методами и с разной величиной  $R_{max}$  [4, 5]. Поэтому для сравнительной оценки несущей способности шероховатости поверхностей опорные кривые целесообразно строить в абсолютном значении по оси ординат профиля  $y$  (рис. 5, б).

Установлена связь относительной опорной длины профиля шероховатости с параметрами, для определения которых не требуется больших затрат времени.

Анализ различных профилей (рис. 6) доказывает, что несущая способность шероховатости при неизменной их высоте  $R_{max}$  ( $R_z$ ) и величине  $R_a$  тем больше, чем меньше высота сглаживания  $R_p$  (расстояние от линии выступов до средней линии).

При одинаковых  $R_p$  и  $R_{max}$  ( $R_z$ ) несущая способность шероховатости выше, чем больше ( $R_a$ ). На кривой профиля  $\zeta$ , с уменьшением высоты шероховатости  $R_{max}$  параметры  $R_a$  и  $R_p$  уменьшаются, а ее несущая способность увеличивается. Таким образом,

из анализа различных профилей установлено, что несущая способность шероховатости зависит от ее высоты  $R_{max}$  ( $R_z$ ), высоты сглаживания  $R_p$  и от среднего арифметического отклонения профиля  $R_a$ .

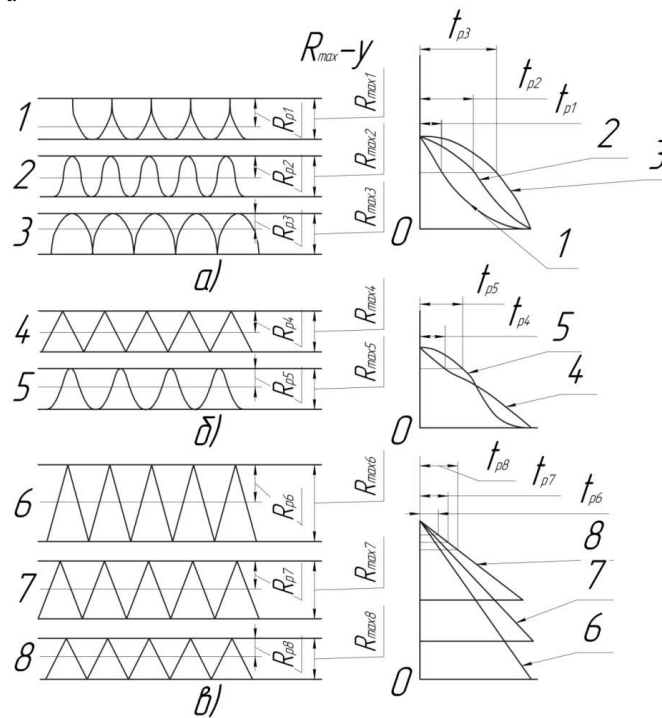


Рис. 6 – Анализ различных профилей шероховатости по ее параметрам (номера профилей соответствуют графикам распределения опорных линий по высоте)

Естественно, что этот вывод требует математического подтверждения. Экспериментальные исследования показали [4, 5], что уравнением  $t_p = 100b (y/100)^v$  опорная кривая (рис. 7) удовлетворительно описывается до уровня средней линии.

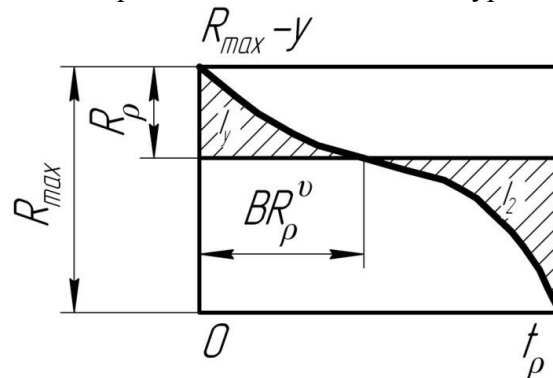


Рис. 7 – Общий вид опорной кривой профиля зубчатого колеса

Проинтегрировав это уравнение по  $y$  от 0 до  $R_p$ , получим зависимости для определения параметров опорной кривой

$$v = \frac{t_m R_p}{50R_a} - 1 \quad (1)$$

$$b = \frac{t_m}{100} \left( \frac{R_{max}}{R_p} \right)^v \quad (2)$$

где  $t_m$  – относительная опорная длина профиля на уровне средней линии, %.

Уравнение для определения относительных опорных длин профиля шероховатости до средней линии будет иметь следующий вид:

$$t_p = t_m \left( \frac{y}{R_p} \right)^{\left( \frac{t_m R_p}{50 R_a} - 1 \right)} = t_m \left( \frac{p R_{max}}{50 R_a} \right)^{\left( \frac{t_m R_p}{50 R_a} - 1 \right)} \quad (3)$$

При больших удельных нагрузках на стык возникает необходимость расчета относительных опорных длин профиля ниже средней линии, для их определения получено следующее уравнение:

$$t_p = 100 - t_m \left( \frac{R_{max} - y}{R_{max} - R_p} \right)^{\frac{50 R_z - t_m R_p}{50 R_a}} = 100 - t_m \left[ \frac{R_{max} (100 - p)}{100 (R_{max} - R_p)} \right]^{\left( \frac{50 R_z - t_m R_p}{50 R_a} \right)} \quad (4)$$

Полученные уравнения (1) – (4) имеют общий вид и могут быть использованы для определения относительных опорных длин профиля на любом уровне  $y$  ( $p$ ) и параметров опорной кривой  $v$  и  $b$  после различных методов обработки.

Существующие в настоящее время теоретические зависимости для расчета контактного взаимодействия зубчатых колес основаны на принципе моделирования выступов шероховатости. [1, 2, 4]. Так, в теории трения одной из важнейших характеристик является радиус скругления локальных выступов [1, 2, 4], а при расчете контактной жесткости – радиусы скругления выступов [1, 4, 5]. Моделируя локальные выступы и выступы шероховатости телами двойкой кривизны так, чтобы их площади в поперечном и продольном сечениях были соответственно равны площадям этих выступов, можно определить их поперечные и продольные радиусы (рис. 8):

$$\rho_{cp} = \frac{b_{cp}^3}{12 S_{cp}} \quad (5)$$

где  $b_{cp}$  – средняя длина основания моделирующего сегмента на заданном уровне  $\rho$  и базовой длине профиля  $l$ :

$$b_{cp} = \frac{\sum_{i=1}^n b_i}{n} = \frac{lt_p}{100n} \quad (6)$$

где  $\eta$  – число локальных выступов или выступов выше уровня  $\rho$  на базовой длине;  $S_{cp}$  – средняя площадь моделирующего сегмента, определяемая из уравнения:

$$S_{cp} = \frac{\sum_{i=1}^n S_i}{n} = \frac{\int_0^p t_m \left( \frac{p_t R_{max}}{100 R_p} \right)^v \frac{R_{max} l}{100n}}{100} \quad (7)$$

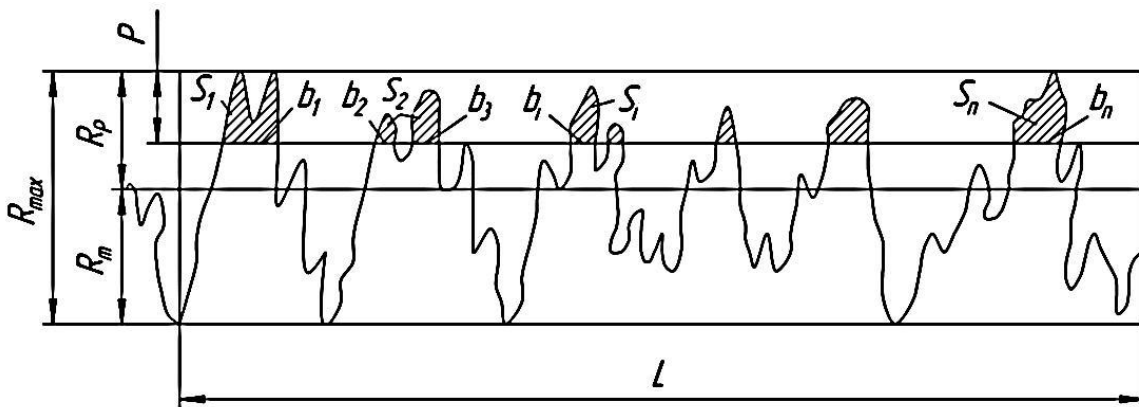


Рис. 8 – Исходная схема для расчета средних радиусов локальных выступов  $\rho$  и выступов  $\rho_T$

Произведя частичное интегрирование уравнения (7) и ряд математических преобразований, получим

$$S_{cp} = \frac{t_p p R_{max} l R_a}{2 \cdot 10^5 t_m R p^n} \quad (8)$$

Подставляя выражения (6) и (8) в формулу (5), получим общее уравнение для определения средних радиусов локальных выступов и выступов шероховатости для любого уровня  $p$ :

$$\rho_{cp} = \frac{t^2 t_p^2 t_m R_a}{60 n^2 R_{max} R_a} \quad (9)$$

Из этого уравнения легко получить зависимость для определения среднего радиуса выступов ( $p = \frac{R_p}{R_{max}} 100, t_p = t_m$ )  $s$

$$\rho_m = \frac{S_m^2 t_m^3}{6 \cdot 10^3 R_a} \quad (10)$$

или локальных выступов

$$\rho = \frac{S^2 t t_m R_a}{60 p R_{max} R_a} \quad (11)$$

Уравнение (10) может быть использовано и для расчета среднего радиуса впадин профиля шероховатости. Радиус наибольшей впадины шероховатости, определяющий предел выносливости рассчитывается по уравнению

$$\rho_{m \min} = \frac{t_m^2 S_m^2}{8 \cdot 10^4 R_m} \quad (12)$$

где  $R_m$  – глубина сглаживания (расстояние от средней линии до линии впадины).

Полученные уравнения позволяют записать зависимость для определения безразмерного комплекса  $\Delta$  [1, 2, 4, 5] в следующем виде:

$$\Delta = \left( \frac{100}{t_m} \right)^{1/\nu} \frac{R_p}{\rho} \quad (13)$$

Таким образом, результаты теоретических исследований показывают, что для оценки шероховатости поверхностей зубчатых колес достаточно иметь следующую систему параметров:  $R_a, R_p, R_{max}, t_m, S_m$  и  $S$ , через которые могут быть определены все остальные параметры:  $\nu, b, t_p, p_m, \rho, p'_m, \Delta$ , используемые в расчетах контактного взаимодействия и усталостной прочности зубчатых колес.

Что касается волнистости, под которой следует понимать неровности поверхности с шагом, большим базовой длины, используемой для измерения шероховатости, то до настоящего времени она не регламентирована ГОСТ 2789-73. Учет волнистости приводит к значительному изменению относительной опорной кривой поверхности, которую можно построить, рассматривая шероховатость и волнистость как независимые составляющие или рассматривая их совместно [1, 2, 4, 5]. Учитывая, что волнистость, как и шероховатость, в зависимости от методов и условий эксплуатации имеют разную форму и различное распределение выступов по высоте, для оценки их несущей способности можно строить опорные кривые волнистости, начальный участок которых с достаточной точностью описывается уравнением



$$t_{pW} = b_w \left( \frac{y}{W_{max}} \right)^{v_w} \quad (14)$$

где  $b_w$  и  $v_w$  – параметры начального участка опорной кривой волнистости;  $W_{max}$  – максимальная высота волнистости.

Проведя рассуждения и математические выкладки, аналогичные приведенным выше для шероховатости, получим следующие уравнения для определения относительной опорной длины профиля волнистости и параметров ее начального участка:

$$t_{pW} = t_{mW} \left( \frac{y}{W_p} \right)^{v_w} = t_{mW} \left( \frac{pW_{max}}{100 W_p} \right)^{v_w} \quad (15)$$

$$v_w = \frac{t_{mW} W_p}{50 W_a} - 1 \quad (16)$$

$$b_w = \frac{t_{mW}}{100} \left( \frac{W_{max}}{W_p} \right)^{v_w} \quad (17)$$

где  $W_a$  и  $W_p$  – среднее арифметическое отклонение и высота; сглаживания профиля волнистости;  $t_{mW}$  – относительная длина опорной линии профиля волнистости на уровне средней линии.

Используя математический аппарат свертки, примененный для построения относительных опорных кривых в работе [4], можно определить относительные опорные площади шероховатости с учетом волнистости.

Другой метод основан на снятии профилограмм большой реализации ( $L \geq 5S_{mW}$ , где  $S_{mW}$  – шаг волны) и соответствующей их обработке. Этот метод можно применять для поверхностей с небольшим шагом волн [4].

Однако, учитывая, что шероховатость и волнистость – независимые составляющие геометрии поверхности и что для обеспечения износостойкости и контактной жесткости необходимо стремиться к управлению как шероховатостью, так и волнистостью, предпочтение следует отдавать первому методу. Радиусы волн могут быть определены так же, как для шероховатости, а именно (при  $t_{mW} = 50\%$ )

$$R_{mW} = \frac{125 S_{mW}^2}{6W_a} \quad (18)$$

Несущая способность поверхности, с точки зрения усталостной прочности детали, от волнистости практически не зависит.

Таким образом, для оценки несущей способности волнистости необходимы следующие параметры:  $W_a$ ,  $W_p$ ,  $W_z$  и  $S_{nW}$ .

Как ранее было отмечено, значительное влияние на контактное взаимодействие зубчатых колес оказывает макроотклонение их поверхностей. Так, в работах [1, 2, 4, 5] показано, что наряду с величиной макроотклонения значительное влияние, в частности на контактную жесткость, оказывает и их форма.

Учитывая, что макроотклонения могут иметь различные величину и форму, для оценки их несущей способности могут быть использованы два параметра:  $H_{max}$  – максимальная высота макроотклонения, и  $R_p$  – высота сглаживания макроотклонения, характеризующая металлоемкость поверхности.

### Выводы

Для оценки шероховатости поверхностей зубчатых колес достаточно иметь следующую систему параметров:  $R_a$ ,  $R_p$ ,  $R_{max}$ ,  $t_m$ ,  $S_m$  и  $S$ , через которые могут быть

определены все остальные параметры:  $v$ ,  $b$ ,  $t_p$ ,  $p_m$ ,  $\rho$ ,  $p'_m$ ,  $\Delta$ , используемые в расчетах контактного взаимодействия и усталостной прочности зубчатых колес.

Учет волнистости приводит к значительному изменению относительной опорной кривой поверхности, которую можно построить, рассматривая шероховатость и волнистость как независимые составляющие или рассматривая их совместно. Волнистость, как и шероховатость, в зависимости от методов и условий эксплуатации имеют разную форму и различное распределение выступов по высоте, что позволяет в зависимости от условий обработки с учетом эксплуатационных свойств установить взаимосвязь параметров состояния поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес, определяющих их эксплуатационные свойства.

**Перечень источников литературы:** 1. Демкин, Н. Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей / Н. Б. Демкин. – М., 1970. – 227 с. 2. Крагельский, И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Комбалов. – М. : Машиностроение, 1977. – 525 с. 3. Соколовский, А. П. Научные основы технологии машиностроения / А. П. Соколовский. – М. ; Л. : Машгиз, 1955. – 515 с. 4. Суслов, А. Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А. Г. Суслов. – М. : Машиностроение, 1987. – 208 с. 5. Технологические особенности обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес [Текст] / Н.В. Кравцов, Ю.В. Тимофеев, А.А.Клочко [и др.]; Науч. Ред.. А.А.Пермяков; ВолГТУ – Тольятти: ЗАО «ОНИКС», 2012 – 254 с., ил., табл.; - (Серия: Управление качеством технологических процессов в машиностроении / общ. ред. Ю.М. Соломенцев), ISBN 978-59903090-6-7.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

**АНАЛИЗ ПАРАМЕТРОВ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ЗАКАЛЕННЫХ  
КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС, ХАРАКТЕРИЗУЮЩИХ ИХ  
ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА**

Мироненко Е.В., Клочко А.А., Кошелева А.Д., Годзула И.Г.

Рассмотрен анализ параметров состояния поверхностного слоя с целью обеспечения эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес с условиями их обработки. Для оценки шероховатости поверхностей зубчатых колес необходимо иметь систему параметров, через которые определяются все остальные параметры, используемые в расчетах контактного взаимодействия и усталостной прочности зубчатых колес. Волнистость, как и шероховатость, в зависимости от методов и условий эксплуатации имеют разную форму и различное распределение выступов по высоте, что позволяет в зависимости от условий обработки с учетом эксплуатационных свойств установить взаимосвязь параметров состояния поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес, определяющих их эксплуатационные свойства.

**АНАЛІЗ ПАРАМЕТРІВ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ЗАГАРТОВАНИХ  
КРУПНОМОДУЛЬНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС, ЩО ХАРАКТЕРИЗУЮТЬ ЇХ  
ЕКСПЛУАТАЦІЙНІ ВЛАСТИВОСТІ**

Міроненко Є.В., Клочко О.О., Кошелева А.Д., Годзула І.Г.

Розглянутий аналіз параметрів стану поверхневого шару з метою забезпечення експлуатаційних властивостей загартованих крупного модуля зубчастих коліс з умовами їх обробки. Для оцінки шорсткості поверхонь зубчастих коліс необхідно мати систему параметрів, через які визначаються всі останні параметри, використовувані в розрахунках контактної взаємодії і втомної міцності зубчастих коліс. Хвилястість, як і шорсткість, залежно від методів і умов експлуатації мають різну форму і різний розподіл виступів по висоті, що дозволяє залежно від умов обробки з врахуванням експлуатаційних властивостей встановити взаємозв'язок параметрів стану поверхневого шару загартованих крупномодульних зубчастих коліс, що визначають їх експлуатаційні властивості.

**ANALYSIS OF PARAMETERS OF SUPERFICIAL LAYER OF HARD-TEMPERED  
KRUPNOMODUL'NYKH OF GEAR-WHEELS, CHARACTERIZING THEIR OPERATING  
PROPERTIES**

Mironenko E.V., Klochko A.A., Kosheleva A.D., Godzula I.G.

The analysis of parameters of the state of superficial layer is considered with the purpose of providing of operating properties hard-tempered large module of gear-wheels with the terms of their treatment. For the estimation of roughness of surfaces of gear-wheels it is necessary to have the system of parameters, which all other parameters, in-use in the calculations of contact co-operation and tireless durability of gear-wheels, are determined through. Waviness, as well as roughness, depending on methods and external environments have a different form and different distributing of ledges on a height, that allows depending on terms treatments taking into account operating properties to set intercommunication of parameters of the state of superficial layer hard-tempered large module of gear-wheels, determining their operating properties.

Ключевые слова: Шероховатость, волнистость поверхностный слой, технологические параметры, крупномодульные зубчатые колеса, эксплуатационные свойства

Ключові слова: Шорсткість, хвилястість поверхневий шар, технологічні параметри, крупномодульні зубчасті колеса, експлуатаційні властивості

Keywords: Roughness, waviness superficial layer, technological parameters, large module gear-wheels, operating properties

Дата надходження статті: 3 грудня 2012 р.

УДК 621.9

**Пермяков А.А., Забара А.С., Хицан В.Д.**

НТУ «Харьковский политехнический институт», г.Харьков, Украина

**ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТОЧНОСТИ УСТАНОВКИ ДЕТАЛИ  
ПРИ УНИФИКАЦИИ УСТАНОВОЧНО-ЗАЖИМНЫХ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ  
МНОГОПОЗИЦИОННЫХ АГРЕГАТНЫХ СТАНКОВ*****Введение***

Анализ технической литературы и требований к точности металлорежущего оборудования показал, что за последние десятилетия сложилась устойчивая тенденция постоянного повышения требования к точности обработки. Очевидно, что точность обработки в основном зависит от точности оборудования, как и нельзя исключать влияния на точность обработанной детали технологического оснащения.

Различие требований к точности обработки разных поверхностей одной детали, вариантность технологического маршрута их обработки и как следствие многообразие инструментальных наладок, изменяющиеся условия обработки взаимосвязанных поверхностей – все это чрезвычайно усложняет механизм образования погрешностей обработки и поиск путей повышения точности обработки.

***Основная часть***

Задачи в расчетах на точность отличаются большим разнообразием (расчет погрешностей обработки; выбор варианта схемы базирования заготовки; выбор схемы многоинструментальной обработки и режимов резания, обеспечивающие наивысшую или требуемую точность; исследование точности обработки и т.д.), многовариантностью и высокой трудоемкостью, поэтому при их решении применение метода математического моделирования с использованием вычислительной техники позволяет в процессе расчетов перебирать большое число вариантов и находить оптимальные решения при незначительных затратах времени [4].

Актуальными являются научные исследования, связанные с систематизацией схем и унификацией элементной базы и компоновок УЗП, которые бы обеспечивали необходимую точность установки заготовки, высокую жесткость конструкции, максимальную инструментальную доступность, необходимую гибкость при переходе на обработку деталей других типоразмеров или типов. В связи с этим необходимо исследовать функциональную зависимость между элементами УЗП и установить влияние компоновки на точность обрабатываемых деталей. Исследовать механизм образования погрешностей, установить зависимости между погрешностями обработки и причинами, их порождающими. Предполагается разработать рекомендации по выбору компоновочных схем УЗП и конструктивных параметров элементов, которые обеспечивали бы максимально возможные требования точности обрабатываемых деталей.

Одна из важных задач, возникающих на ранних этапах проектирования технологических процессов и оснастки, – выбор схемы базирования заготовки для формирования систем координат детали, инструментов, силовых агрегатов и придания им требуемых положений в системе координат многопозиционного агрегатного станка. Схема базирования является основой дальнейшего конструирования, компоновки и выбора УЗП для реализации заданного технологического процесса. От правильного выбора технологических баз в значительной степени зависят: фактическая точность выполнения размеров, заданных чертежом; правильность взаимного расположения поверхностей; уровень конструктивной сложности приспособлений, режущих и измерительных инструментов; производительность обработки.

В основе методики выбора технологических баз лежат два принципа: совмещения (единства) и постоянства баз [1]. Принцип совмещения баз предполагает совпадение при назначении технологических баз с заданными на рабочем чертеже конструкторскими и

измерительными базами; а принцип постоянства баз заключается в том, что при разработке и реализации технологических процессов необходимо стремиться к использованию одного и того же комплекта технологических баз на всех операциях изготовления изделия.

Специфика процесса обработки (реализации технологического процесса) на агрегатных станках предполагает обработку заготовок деталей без их перебазирувания в установочно-зажимном приспособлении. При этом, как следствие, соблюдается принцип постоянства баз, а различное координирование конструктивных элементов детали во многих случаях не позволяет полностью выдержать принцип единства баз. Повышение производительности и точности обработки на агрегатированном оборудовании достигается за счет обработки различно координированных поверхностей набором взаимно увязанных режущих инструментов. Если обрабатываемые поверхности координатно связаны между собой и настройка режущего инструмента осуществляется от них, влияние погрешности базирования на точность исключается, и может быть исключена погрешность закрепления.

Как уже отмечалось, во многих случаях, поверхности заготовки, подлежащие механической обработке, могут быть не связаны между собой и имеют отношение к различным комплектам конструкторских и измерительных баз. Это создает многовариантность решения задачи выбора технологических баз при обеспечении заданной точности изготовления детали. К тому же, разнообразие принятия решений зависит от факторов, которые в каждой задаче могут иметь различную значимость: точность и состояние базирующих поверхностей; размерные связи между поверхностями детали; удобство и быстрота установки и измерения детали в приспособлении.

В любом случае выбор установочных и направляющих баз определяется предпочтительностью конструктивных элементов с наибольшими габаритными размерами и точностью наложенных размерных связей, а так же от технических условий, определяющих правильность взаимного расположения (взаимная перпендикулярность, параллельность поверхностей и т.д.) [1,2]. При выборе поверхностей для баз с большим количеством связи элементы детали, которые связаны требованием взаимной перпендикулярности, а затем параллельности и угловой увязки [2]. Учитывая эти особенности необходимо составить рекомендации по выбору базовых поверхностей для формализации процесса базирования заготовки.

Совершенствование технологической оснастки многопозиционного агрегатированного технологического оборудования предполагает ее унификацию и стандартизацию, а для выбора наиболее выгодного варианта компоновки этап определения схемы базирования должен быть обеспечен формализованными рекомендациями по выбору схемы базирования.

Процесс установки заготовки в приспособлении состоит из двух фаз – базирования и закрепления, т.е. фазы придания заготовке требуемого положения в системе координат станка и фазы приложения усилия закрепления для обеспечения постоянства и неизменности ее положения во время обработки, достигнутое при базировании.

Погрешность установки заготовки  $\Delta \varepsilon_{\gamma}$  (фактическая), как одна из составляющих общей погрешности размера и зависящая непосредственно от УЗП, складывается из погрешности базирования  $\Delta \varepsilon_{\beta}$ , погрешности закрепления  $\Delta \varepsilon_{\alpha}$ , погрешности приспособления  $\Delta \varepsilon_{\text{ДР}}$ , погрешности позиционирования УЗП при круговом транспортировании  $\Delta \varepsilon_{\text{ПОЗ}}$ .

Погрешность базирования, как погрешность положения, влияет на точность взаимного положения поверхностей и зависит от схемы базирования заготовки. Выбор схемы базирования зависит от типа обрабатываемой заготовки, удобства расположения конструкторских баз на чертеже детали для совмещения их с технологическими. Обычно осуществляется в соответствии с рекомендациями, общепринятыми в технологии машиностроения. В общем случае погрешность базирования определяется соответствующими геометрическими расчетами или анализом размерных цепей.

Реализация композиционного проектирования предполагает наличие точек принятия решений при наличии альтернатив. Очевидно, этап определения схемы базирования должен быть обеспечен формализованными рекомендациями по выбору схемы базирования.

Для этих целей в работе [4] предложена модель обобщенной детали типа «корпус-крестовина» (рис.1). Особенностью этой детали является возможность рассмотрения ее как призматического, так и цилиндрического тела для назначения технологических баз с различными вариантами простановки размеров (конструкторских баз). При этом она может базироваться по любой из известных схем (УНО, УЦП, ДОП, ДЦ, ЦЦН, ННЦ) [5], например:

по схеме «установочная – направляющая – опорная» (УНО), как базирование призматических тел (табл.1);

по схеме «установочная – центрирующая – опорная» (УЦО), как базирование корпусных деталей с установкой на плоскость с центрирующим пальцем (табл.2);

по схеме «двойная направляющая – опорная – опорная» (ННОО), как базирование тел вращения в призмах (табл.3).

Каждая из возможных схем базирования имеет разную погрешность базирования детали для различных способов простановки размеров обрабатываемой поверхности. Очевидно, предпочтение следует отдавать схемам базирования с меньшей погрешностью базирования. Таким образом, составление рекомендации по базированию обобщенной детали ведет к возможности использования их при базировании реальных деталей, имеющие элементы такой же формы.

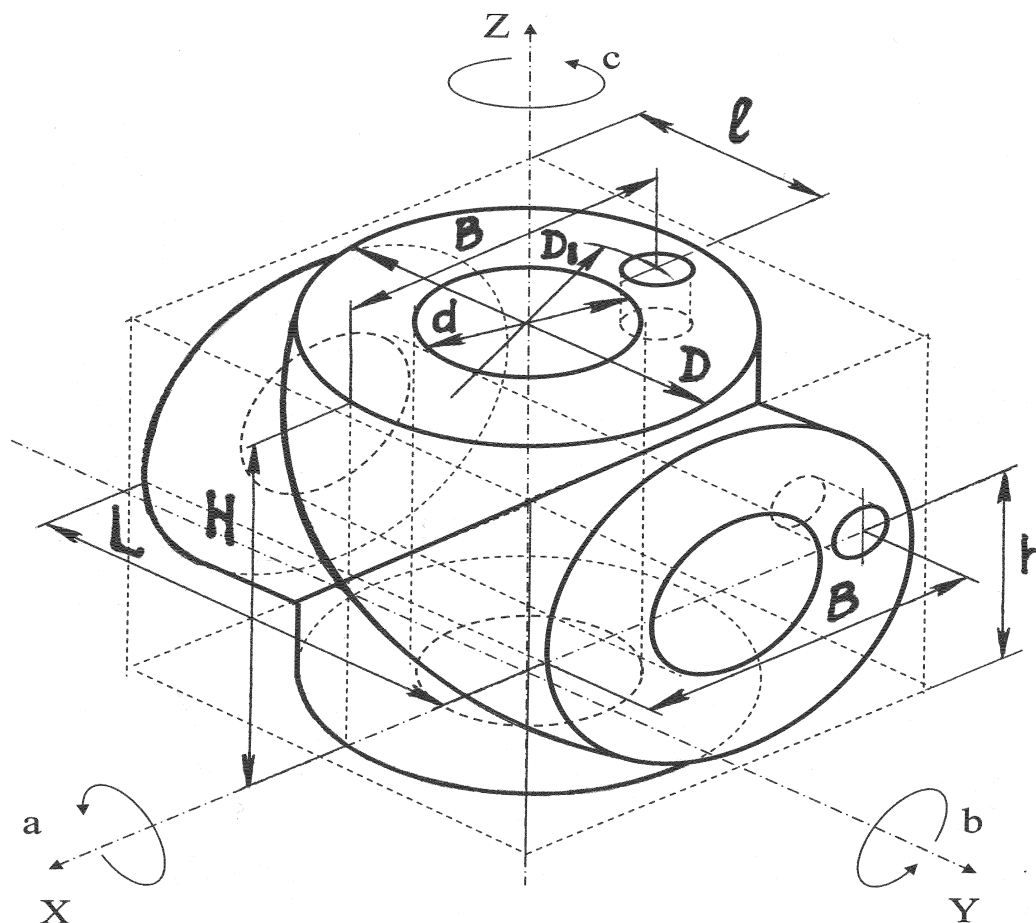


Рис.1. Геометрическая модель обобщенной детали

Таблица 1

Погрешности базирования обобщенной детали как призматического тела

УНО					
размер	погрешность	размер	погрешность	размер	погрешность
$D_1$	$\frac{\Delta D}{2} + x$ , где $x$ – радиальное биение				
$l, B, h$	0	$B$	$\frac{\Delta D}{2}$	$B$	$\frac{\Delta D}{2}$
		$l, h$	0	$l$	$\Delta L + \Delta l$
				$h$	0
размер	погрешность	размер	погрешность	размер	погрешность
$l$	$\Delta L + \Delta l$	$l$	$\Delta L + \Delta l$	$l$	0
$B$	$\frac{\Delta D}{2}$	$B$	0	$B$	0
$h$	$\Delta H + \Delta h$	$h$	$\Delta H + \Delta h$	$h$	$\Delta H + \Delta h$
размер	погрешность	размер	погрешность	размер	погрешность
$l$	$\Delta L + \Delta l$	$l$	$\Delta L + \Delta l$	$l$	$\Delta L + \Delta l$
$B$	$\frac{\Delta D}{2} + \Delta B$	$B$	$\frac{\Delta D}{2} + \Delta B$	$B$	0
$h$	$\Delta H + \Delta h$	$h$	0	$h$	$\Delta H + \Delta h$

Таблица 2

Погрешности базирования обобщенной детали как короткого цилиндрического тела

УЦО					
размер	погрешность	размер	погрешность	размер	погрешность
$D_1$	$\frac{\Delta D}{2 \sin \alpha/2}$	$D_1$	0	$D_1$	$\frac{\Delta D}{2} + x$
$l$	$\frac{\Delta D}{2}$	$l$	$\frac{\Delta D}{2 \sin \alpha/2} + \Delta l$	$l$	$\Delta L + \Delta l$
$B$	$\frac{\Delta D}{2} \left( \frac{1}{\sin \alpha/2} - 1 \right)$	$B$	$\frac{\Delta D}{2}$	$B$	$\frac{\Delta D}{2}$
$h$	0	$h$	0	$h$	0
размер	погрешность	размер	погрешность	размер	погрешность
$D_1$	$\frac{\Delta D}{2 \sin \alpha/2}$	$D_1$	0	$D_1$	$\frac{\Delta D}{2} + x$
$l$	$\frac{\Delta D}{2} + \Delta l$	$l$	$\frac{\Delta D}{2 \sin \alpha/2}$	$l$	0
$B$	$\frac{\Delta D}{2} \left( \frac{1}{\sin \alpha/2} - 1 \right)$	$B$	$\frac{\Delta D}{2}$	$B$	0
$h$	$\Delta H + \Delta h$	$h$	$\Delta H + \Delta h$	$h$	$\Delta H + \Delta h$



Продолжение таблицы 2

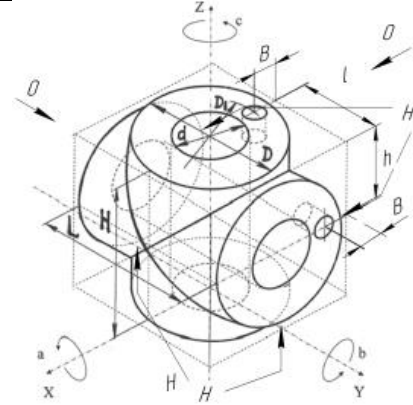
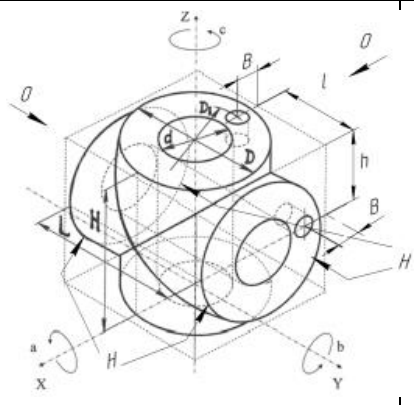
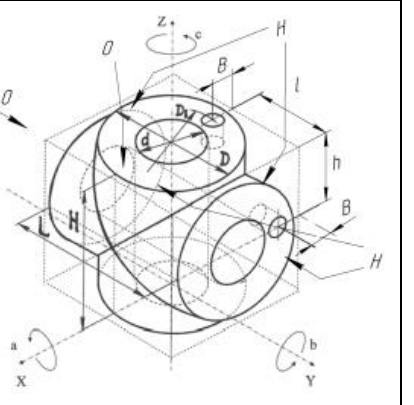
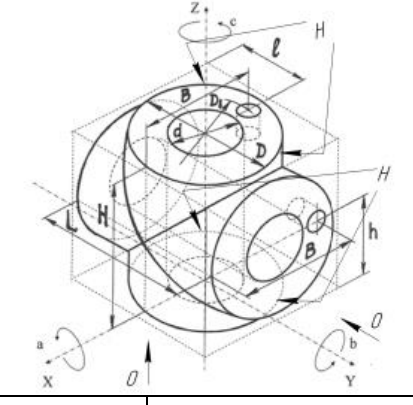
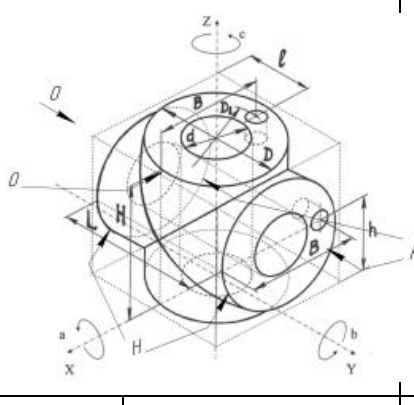
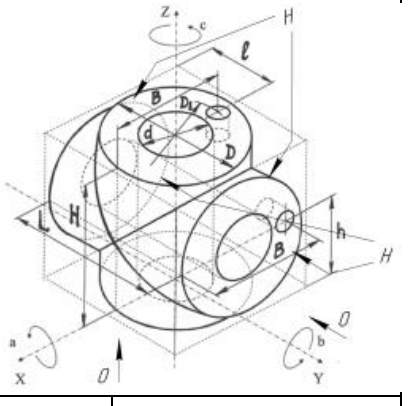
размер	погрешность	размер	погрешность	размер	погрешность
$D_1$	$\frac{\Delta D}{2} + x$	$D_1$	$\frac{\Delta D}{2} + x$	$D_1$	$\frac{\Delta D}{2} + x$
$l$	0	$l$	$\Delta L + \Delta l$	$l$	0
$B$	0	$B$	$\frac{\Delta D}{2}$	$B$	0
$h$	0	$h$	$\Delta H + \Delta h$	$h$	$\Delta h$

Таблица 3

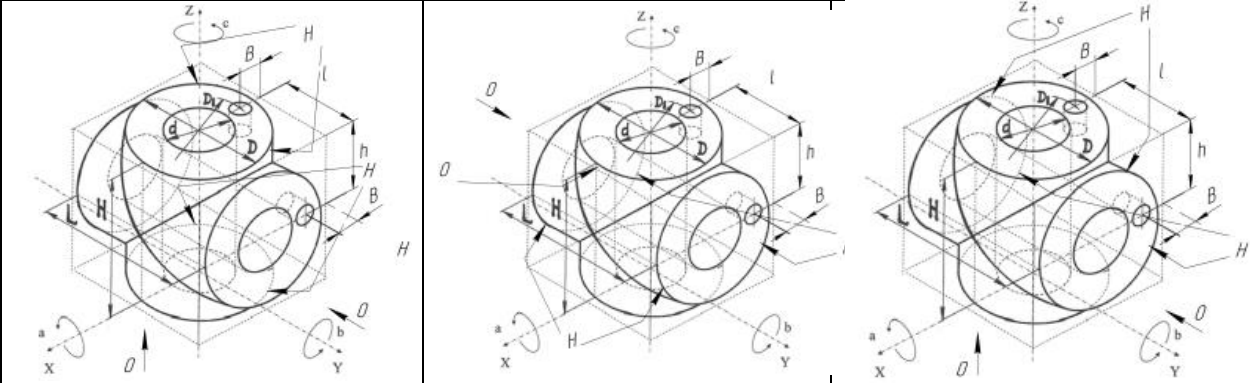
Погрешности базирования обобщенной детали как длинного цилиндрического тела

ННОО					
размер	погрешность	размер	погрешность	размер	погрешность
$D_1$	$\frac{\Delta D}{2} + x$	$D_1$	$\frac{\Delta D}{2}$	$D_1$	$\frac{\Delta D}{2 \sin \alpha/2}$
$l$	0	$l$	0	$l$	$\frac{\Delta D}{2}$
$B$	$\Delta D$	$B$	$\frac{\Delta D}{2}$	$B$	$\frac{\Delta D}{2} \left( \frac{1}{\sin \alpha/2} + 1 \right)$
$h$	0	$h$	$\frac{\Delta D}{2} \left( \frac{1}{\sin \alpha/2} - 1 \right)$	$h$	$\frac{\Delta D}{2}$

Продолжение таблицы 3

					
размер	погрешность	размер	погрешность	размер	погрешность
$D_1$	$\frac{\Delta D}{2} + x$	$D_1$	0	$D_1$	$\frac{\Delta D}{2 \sin \alpha/2}$
$l$	$\frac{\Delta D}{2} + \Delta B$	$l$	$\Delta L + \Delta l$	$l$	$\Delta L + \Delta l$
$B$	0	$B$	$\frac{\Delta D}{2}$	$B$	$\frac{\Delta D}{2} \left( \frac{1}{\sin \alpha/2} - 1 \right)$
$h$	$\Delta H + \Delta h$	$h$	$\frac{\Delta D}{2} \left( \frac{1}{\sin \alpha/2} + 1 \right)$	$h$	$\frac{\Delta D}{2} + \Delta H$
					
размер	погрешность	размер	погрешность	размер	погрешность
$D_1$	$\frac{\Delta D}{2 \sin \alpha/2}$	$D_1$	0	$D_1$	$\frac{\Delta D}{2 \sin \alpha/2}$
$l$	$\Delta L + \frac{\Delta D}{2}$	$l$	0	$l$	$\Delta L + \Delta l$
$B$	$\frac{\Delta D}{2} \left( \frac{1}{\sin \alpha/2} + 1 \right)$	$B$	$\frac{\Delta D}{2}$	$B$	$\frac{\Delta D}{2} \left( \frac{1}{\sin \alpha/2} + 1 \right)$
$h$	0	$h$	$\frac{\Delta D}{2} \left( \frac{1}{\sin \alpha/2} - 1 \right)$	$h$	$\frac{\Delta D}{2}$

Продолжение таблицы 3



размер	погрешность	размер	погрешность	размер	погрешность
$D_1$	$\frac{\Delta D}{2 \sin \alpha/2}$	$D_1$	0	$D_1$	$\frac{\Delta D}{2 \sin \alpha/2}$
$l$	$\Delta L + \frac{\Delta D}{2}$	$l$	$\Delta L + \Delta l$	$l$	0
$B$	$\frac{\Delta D}{2} \left( \frac{1}{\sin \alpha/2} - 1 \right)$	$B$	$\frac{\Delta D}{2}$	$B$	$\frac{\Delta D}{2} \left( \frac{1}{\sin \alpha/2} - 1 \right)$
$h$	$\Delta H + \Delta h$	$h$	$\frac{\Delta D}{2 \sin \alpha/2} + \Delta H$	$h$	$\frac{\Delta D}{2} + \Delta H$

Разнообразие принятия решений при базировании обобщенной детали можно продемонстрировать на примере обработки отверстия диаметром  $d$ , положение которого задано размером  $h$ . Как видно из приведенных схем базирования каждая из них имеет разную погрешность базирования детали для различных способов простановки размеров обрабатываемой поверхности, и зависит от расположения опорных точек по отношению к заданному размеру. Очевидно, что предпочтение следует отдавать схемам базирования с меньшей погрешностью базирования.

При обработке большого количества поверхностей разнообразие размерных связей между конструктивными элементами заготовки затрудняет выбор той или иной поверхности в качестве базовой. Для облегчения выбора базовой поверхности в работе [2] предлагается формировать модель детали на основе комплексных функциональных модулей (модули основных и вспомогательных сборочных баз, крепежный модуль, ряд объединительных модулей).

Согласно методике [2] применительно к агрегатным станкам для формирования комплектов баз необходимо для каждого этапа механической обработки (рабочие позиции станка) построить модель заготовки, на которой будут выделены все обрабатываемые поверхности этапа, обозначены припуски на механическую обработку и перенесены размерные связи и допуски относительных поворотов с чертежа детали. Это позволит выделить модули обрабатываемых поверхностей детали и уменьшит число звеньев технологических размерных цепей. Далее путем сравнения полученных модулей находятся повторяющиеся комплекты поверхностей от которых задается размерная увязка обрабатываемых поверхностей и находят поверхности, которые можно обработать от одного комплекта. Таким образом, предшествующим этапом выбора технологических баз является определение маршрута обработки детали, на котором выделяются поверхности, которые могут использоваться в качестве баз.

Для того чтобы изготовить деталь, которая будет наиболее точно соответствовать своей геометрической модели, в машиностроении при назначении технологических баз используют принцип совмещения баз. Он заключается в том, что в качестве технологических назначают конструкторские и измерительные базовые поверхности детали. Применение этого принципа позволяет использовать все поле допуска на размер нормированный конструктором. А несовпадение технологических баз с конструкторскими и измерительными

приводит к ужесточению допусков на размер из-за увеличения длины технологических цепей и погрешности замыкающего звена. Поэтому на первом этапе поиска технологических баз необходимо рассмотреть поверхности, выделенные при анализе маршрута обработки детали и найти те, которые являются конструкторскими базами для обрабатываемых поверхностей.

Также используют принцип постоянства баз, который дополняет принцип совмещения и позволяет сократить длину размерных цепей. К тому же перевод детали на другие базы при обработке усложняют конструкцию приспособления и делают его более дорогим. Его применение целесообразно в том случае, если технические требования (допуски на расстояние, относительный поворот) заданы от одних конструкторских и измерительных баз. Реализация этого принципа заложена в конструкции агрегатного станка, что повышает производительность и точность обработки за счет обработки различно скоординированных поверхностей при помощи набора инструментов.

Необходимо учесть еще то, что возможно два варианта формирования маршрута обработки детали на АС:

1) от одной рабочей позиции к другой на детали обрабатываются одни и те же поверхности, что связано с невозможностью их обработки за один проход (из-за высокой точностью получаемых размеров, глубины обработки отверстий...);

2) когда на рабочих позициях станка обрабатываются разные поверхности детали.

В первом случае при назначении технологических баз возможно использование принципа совмещения баз, а во втором – нет, из-за различных конструкторских баз у обрабатываемых поверхностей. Таким образом, для соблюдения принципа совмещения баз во втором случае при переходе на другую рабочую позицию необходимо переводить заготовку на новые базы. А это повлечет за собой усложнение и удорожание конструкции приспособления.

Дальнейший анализ поверхностей заготовки используемых в качестве ТБ сводится к определению наложения на них опорных точек. Так, как уже отмечалось, на поверхность с более жестким удельным допуском накладываются больше связей, т.е. эта поверхность должна выступать в качестве базы, лишаящей заготовку большего числа степеней подвижности. Такая же приоритетность в наложении большего числа связей по показателю взаимного расположения: сначала поверхность связанная перпендикулярностью, затем – углом, затем – параллельностью. Многоинструментная обработка на агрегатированном оборудовании приводит к еще одному ограничению (рекомендации) по выбору базовых поверхностей. Это связано с достижением точности обрабатываемых поверхностей и заключается в том, что в качестве технологической базы лишаящей заготовку наибольшего числа степеней свободы следует назначать поверхность детали, которая воспринимает наибольшую нагрузку от усилий резания.

### ***Выводы***

Вариантность выбора унифицированной компоновочной схемы УЗП, как и вариантность выбора схемы базирования предполагают необходимость отбора альтернатив при проектировании. Разнообразие вариантов схем базирования проиллюстрировано на примере обобщенной детали, каждый вариант имеет разную погрешность базирования детали для различных способов простановки размеров обрабатываемой поверхности, и зависит от расположения опорных точек по отношению к заданному размеру. Предпочтение следует отдавать схемам базирования с меньшей погрешностью базирования.

**Перечень источников литературы:** 1. Колкер Я.Д. Базирование и базы в машиностроении / Я.Д. Колкер, О.Н. Руднев : Учебн. Пособие. – К. : Высш. шк., 1991. – 100 с.: ил. 2. Махаринский Е.И. Теория базирования в проблеме проектирования технологических процессов механической обработки и станочных приспособлений / Е.И. Махаринский, Н.В. Беляков, Ю.Е. Махаринский // Вестник машиностроения. – 2008. – №9. – С. 34– 45. 3. Пермяков А.А. О повышении точности обработки деталей на многопозиционном агрегатированном технологическом оборудовании /А.А.Пермяков, А.С.Забара //Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2010. – №53 . – С. 76-80. 4. Фадеев А.В. Анализ и синтез компоновок установочно-зажимных приспособлений многопозиционных агрегатированных технологических систем : дис. к-та техн. наук : 05.02.08 / Фадеев Андрей Валерьевич. – Х., 2006. – 164 с. 5. Тимофеев Ю.В. Агрегатные станки средних и малых размеров / Ю.В. Тимофеев, В.Д. Хицан, В.Д. Васерман, В.В. Громов : Под ред. Ю.В. Тимофеева. – М. : Машиностроение, 1985. – 277с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТОЧНОСТИ УСТАНОВКИ ДЕТАЛИ ПРИ УНИФИКАЦИИ  
УСТАНОВОЧНО-ЗАЖИМНЫХ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ МНОГОПОЗИЦИОННЫХ  
АГРЕГАТНЫХ СТАНКОВ

Пермяков А.А., Забара А.С., Хицан В.Д.

В статье показана проблема выбора комплекта технологических баз при установке деталей, обрабатываемых на многопозиционных агрегатных станках. Разнообразие вариантов схем базирования проиллюстрировано на примере обобщенной детали, особенностью которой является возможность рассмотрения ее как призматического, так и цилиндрического тела для назначения технологических баз с различными вариантами простановки размеров. Показано влияние схемы базирования на точность получаемых размеров.

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ТОЧНОСТІ УСТАНОВКИ ДЕТАЛІ ПРИ УНІФІКАЦІЇ УСТАНОВОЧНО-  
ЗАТИСКНИХ ПРИСТОСУВАНЬ БАГАТОПОЗИЦІЙНИХ АГРЕГАТНИХ ВЕРСТАТІВ

Пермяков О.А., Забара О.С., Хицан В.Д.

У статті показана проблема вибору комплекту технологічних баз при установці деталей, оброблюваних на багатопозиційних агрегатних верстатах. Різноманітність варіантів схем базування проілюстровано на прикладі узагальненої деталі, особливістю якої є можливість розгляду її як призматичного, так і циліндричного тіла для призначення технологічних баз з різними варіантами простановки розмірів. Показано вплив схеми базування на точність одержуваних розмірів.

ENSURING THE ACCURACY OF THE INSTALLATION DETAILS FOR THE UNIFICATION  
OF MOUNTING AND CLAMPING DEVICE MULTI-POSITION MODULAR MACHINE  
TOOLS

Permyakov A.A., Zabara A.S., Hitsat V.D.

In this article the problem of choosing the set of technological bases when installing parts machined on multi-position modular machines. A variety of options based schemes is illustrated by the example of the generalized items, which feature is the possibility of considering it as a prismatic and cylindrical body for appointment technological bases with various dimensioning. Shows the impact of the scheme based on the accuracy of the size.

Ключевые слова: многопозиционный агрегатный станок, установочно-зажимное приспособление, точность, унификация, схема базирования детали

Ключові слова: багатопозиційний агрегатний верстат, установочно-затискне пристосування, точність, уніфікація, схема базування деталі

Keywords: multi-position modular machine tool, mounting and clamping device, precision, standardization, deployment scheme details

Дата надходження статті: 16 листопада 2012 р.

УДК 519.2

**Шелковий О.М., Шевченко О.О.**

НТУ «Харківський політехнічний інститут», г.Харків, Україна

## **ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОДУКТИВНОСТІ ТА НАДІЙНОСТІ ОБРОБКИ ДЕТАЛІ ТИПУ «КРОНШТЕЙН» У ГАД В УМОВАХ ДРІБНОСЕРІЙНОГО ВИРОБНИЦТВА**

### ***Вступ***

Машинобудування — найважливіша комплексна галузь обробної промисловості. Тому й технічний рівень багатьох галузей значною мірою визначає рівень розвитку машинобудування.

В усіх галузях машинобудування зростає значення науково-дослідних та дослідницько-конструкторських робіт. Наукоємність — визначальна риса багатьох сучасних машинобудівних виробництв.

Технічний прогрес в машинобудуванні характеризується як покращенням конструкцій машин, так і неперервним удосконаленням технології їх виробництва. Від прийнятої технології залежить надійність роботи машин, а також економічність їх експлуатації.

### ***Аналіз основних досягнень і літератури***

Рівень автоматизації виробничих процесів підвищився з появою верстатів з числовим програмним керуванням (ЧПК), електронно-обчислювальних машин (ЕОМ), які отримали бурхливий розвиток у кінці 60-х - початку 70-х років. Завдяки ЕОМ інженери-програмісти склали керуючі програми, зрозумілі верстатам з ЧПК. Використовуючи їх, розробники добилися переміщення інструмента відносно деталі за будь-якою з координат з даною швидкістю та на необхідний розмір у кожен момент часу.

Згодом виникли робото-технічні комплекси (РТК), гнучкі виробничі модулі (ГВМ), гнучкі автоматизовані лінії (ГАЛ) і гнучкі автоматизовані ділянки (ГАД); а в період 90-их років велася розробка й створення системних комплексів гнучкого виробництва: починається широка гнучка автоматизація заводів на основі машинного інтелекту техніки керування виробництвом.

Автоматизація елементів виробництва звільняє людину від постійного зв'язку з машиною й дозволяє розширити сферу обслуговування устаткування однією людиною.

Порядок виконання переходів обробки при виготовленні деталей на свердильно-фрезерно-розточувальних верстатах зі ЧПК типу ОЦ і на верстатах з ручним керуванням принципово однаковий; характерні лише більша концентрація переходів обробки на одному верстаті із ЧПК й прагнення повністю обробити деталь за один установ (це можливо, якщо обробка деталі не переривається термічною обробкою).

Процес обробки, що проектується, повинен забезпечувати виконання усіх технічних вимог, які висувуються до деталі, при мінімальній собівартості обробки та максимально можливій продуктивності. Продуктивність обробки деталей на верстатах із ЧПК залежить від технологічних можливостей верстата (які в значній мірі визначаються технологічними можливостями пристроїв ЧПК), можливостей різального інструменту, правильного вибору моделі верстата й умов обробки деталі на ньому, правильного призначення послідовності виконання технологічних переходів і т.д.

### ***Мета дослідження, постановка задачі***

Метою дослідження є підвищення продуктивності ділянки механічної обробки різанням деталі «Кронштейн» в умовах дрібносерійного виробництва на IP320ПМФ4.

Для досягнення мети на підставі ескізу деталі типу «Кронштейн» та маршруту його обробки необхідно провести:

- аналіз літератури за даною тематикою;
- конструкторсько-технологічний аналіз системи виготовлення деталі





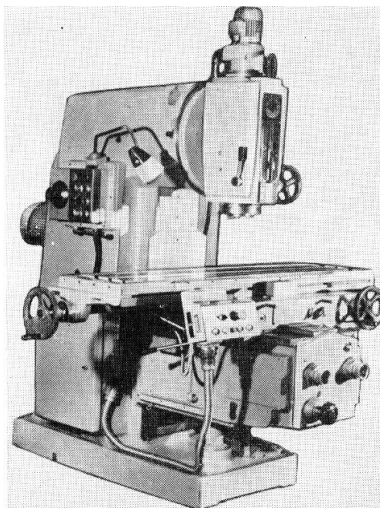


Рис.2 –  
Вертикально-  
фрезерний верстат  
моделі 6Т13-1



Рис.3 – Оброблювальний центр IP320ПМФ4

**Результати досліджень**

У результаті досліджень був проведений розмірний аналіз оброблених поверхонь. При проектуванні технологічних процесів важливе місце відводиться розрахунку технологічних (операційних) розмірів. Розрахунок розмірного ланцюга виконується у програмі KON7 за методом max-min. За допомогою креслення деталі та маршруту обробки деталі будуємо розмірний ланцюг та граф обробки основного отвору деталі «Кронштейн» (рис. 4) та (рис. 5).

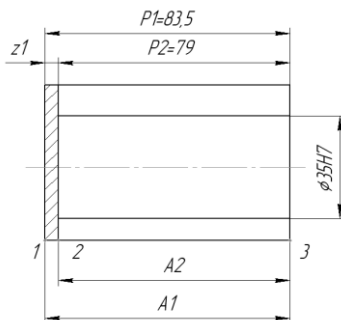


Рис. 4 – Розмірний ланцюг  
основного отвору деталі

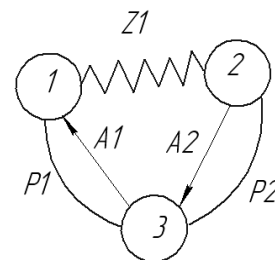


Рис.5 – Граф-дерево розмірного  
ланцюга.

Дуги на рисунку означають конструкторські розміри, а хвилясті лінії – розміри припуску; 1, 2, 3 – поверхні (дані наведені в табл. 1).

Таблиця 1

**Роздруківка введених вихідних даних**

Сведения о заготовке:  
 Материал..... цв.мет-л (сплав)  
 Способ получения..... лите в песчаные формы  
 Класс (степень) точности.. 1  
 Габаритный размер..... 105.000

Замыкающие звенья P-черт. размер. Z-припуск			Составляющие звенья				Габариты обра- бот. пове- рхн.	Отклонения допуска пользователя		
зве- но	гра- ницы	Предел. значения		зве- но	гра- ницы O-->	метод обработки наименование		код сист. допу- ска	верх.	нижнее
		max	min							
P1	1 2	83.950	83.500	A1	1 3	штамповка повыш. точности	22 вал	84	0.000	0.000
Z1	3 2	0.000	4.500	A2	1 2	фрезер-ес заме- ром от необр.пов	81 вал	84	0.450	0.000

Блок 1  
Блок 2  
Блок 3

У табл. 2 наведені рівняння для розрахунку розмірного ланцюга. Та проміжні результати

Таблица 2

Результаты расчета - уравнения размерных цепей

Номер решения	Неизв. звено	Уравнения в символьной форме
1	A2	P1=+A2
2	A1	Z1=-A2+A1

Блок 4

\*\* Информация о ходе расчёта технологических размеров при решении разм. цепей \*\*  
 Program KON7  
 Решается разм. цепь 1 типа "P" с неизв. звеном A2 , код метода получения= 81  
 с о с т а в ц е п и :  
 увелич. звено A2 : max= 0.000 min= 0.000  
 замык. звено - констр. размер P1 : max= 83.950 min= 83.500  
 результаты расчёта звена A2 : max= 83.950 min= 83.500  
 следовательно, расч. допуск= 0.450  
 технолог. допуск заданного метода получения звена, предлагаемый системой= 0.870 : верхн. откл.= 0.870 нижн. откл.= 0.000  
 технологич. допуск, заданный пользователем= 0.450  
 верх. откл.= 0.450 нижн. откл.= 0.000  
 принимаем расчётный размер звена A2 с учётом технолог. допуска:  
 номинал= 83.500 max= 83.950 min= 83.500  
 Решается разм. цепь 2 типа "Z" с неизв. звеном A1 , код метода получения= 22  
 припуск ZMIN, рассчитанный системой= 0.460  
 припуск, заданный пользователем= 4.500 с о с т а в ц е п и :  
 уменьш. звено A2 : max= 83.950 min= 83.500  
 увелич. звено A1 : max= 0.000 min= 0.000  
 технолог. допуск заданного метода получения звена, предлагаемый системой= 2.000 : верхн. откл.= 0.800 нижн. откл.= -1.200  
 расчётный размер звена A1 :  
 номинал= 89.650 max= 90.450 min= 88.450

Після вводу вихідних даних, за допомогою кнопки «Расчет» програмою виведено розрахунок (табл. 3).

Результаты расчета технологических размерных цепей  
 \*\*\*\* KON7 \*\*\*\*

Таблица 3

Результаты расчета технологических РЦ ЯГТУ, С Калачев О.Н., 2000 \*\* KON7 \*\*

Замыкающие звенья				Составляющие звенья						
P-черт. размер, Z-припуск				-----kon7-----						
ин-декс звена	Гра-ницы звена	Предел. значения		ин-декс звена	Гра-ницы звена	Метод обработки	Номинал	Отклонения		
		max	min					Верхнее	Нижнее	
P1	1 2	83.950	83.500	A1	1 3	штамповка повыш. точности	89.650	0.800	-1.200	
Z1	3 2	---	4.500	A2	2 1	фрезер-ес зам-ром от необр. пов	83.500	0.450	0.000	

Конец заказа  
 Конец задания.....KON7 2000

Наступним етапом дослідження є вибір інструменту та розрахунок режимів різання. При обробці деталі типу «Кронштейн» на фрезерному верстаті виконується: фрезерування, свердління; на оброблювальному центрі IP320ПМФ4 виконуються: фрезерування, свердління, розточування й нарізання різьблення. Для обробки деталі типу «Кронштейн» застосовуються різальні інструмент компанії «Sandvik Coromant». Підбирається найбільш оптимальний інструмент, із погляду продуктивності та надійності обробки.

Зрештою маємо повний набір інструмента для обробки деталі «Кронштейн» (рис.6):

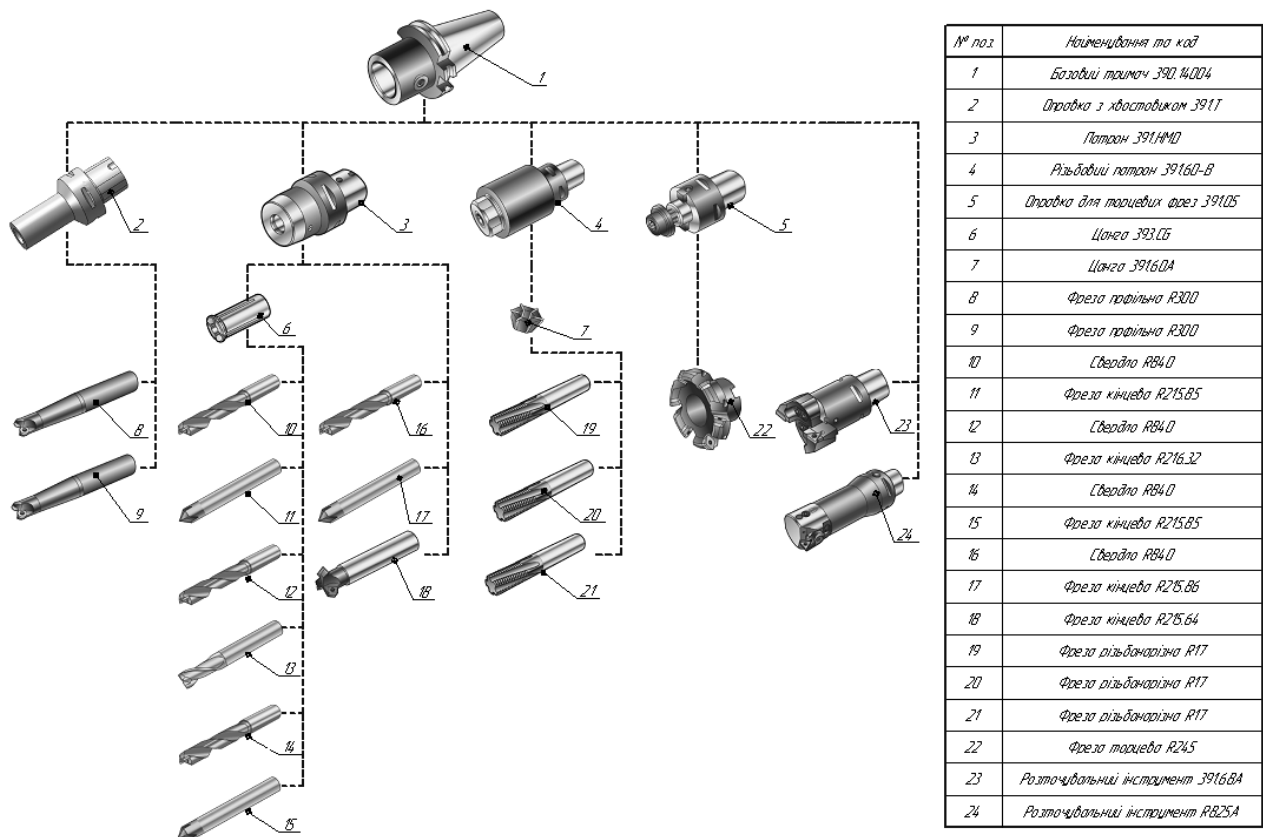



Рис.6 – Технологічне оснащення системи обробки деталі «Кронштейн»

Визначення режимів різання робимо на основі переходів кожної операції технологічного процесу, розроблених раніше. Вибір режимів виконуємо за даними, наданою компанією «Sandvik Coromant», оскільки використовувати різальний інструмент будемо цієї ж фірми. Відповідно різальний інструмент повинен витримувати задані навантаження.

Приклад визначення режимів наведений у таблиці 4 та 5.

Таблиця 4

Визначення подачі на зуб для обробки торцевою фрезою.

Торцевое фрезерование			Подача на зуб, fz (мм/зуб)	
К <sub>r</sub> 45°	Геометрия пластины	Размер пластины	Начальное значение (min - max)	
			<b>CoroMill® 245</b>  R245	E-PL E-ML E-KL Легкая
	M-PL M-KL Легкая	12	<b>0.17</b> (0.08-0.21)	
	M-PM, M-KM Средняя	12	<b>0.24</b> (0.10-0.28)	
	M-PM, M-KM Средняя	12	<b>0.12</b> (0.08-0.18)	CT530, H13A
	K-MM Тяжелая		<b>0.23</b> (0.10-0.28)	
	M-PH M-KH Тяжелая	12	<b>0.35</b> (0.10-0.42)	

За допомогою певних припусків, з огляду на матеріал заготовки й матеріал ріжучої частини фрези, з таблиці 1 вибираємо швидкість різання.

Визначення швидкості різання при обробці торцевою фрезою.

Фрезерование с малой шириной контакта							
ISO	СМК Код	Обрабатываемый материал	Удельная сила резания кс 1 Н/мм <sup>2</sup>	Твердость по Бринеллю НВ	тс	Н10F	
						Мах толщина стружки, h <sub>к</sub> , мм	
						Скорость резания v <sub>с</sub> , м/мин	
N	30.11	Алюминиевые сплавы Деформируемые, в т. ч. в холодном состоянии не подвергнутые старению	400	60		1060 –1040 –1025	845 –830 –820
	30.12	Алюминиевые сплавы Деформируемые, в т.ч. подвергнутые старению	650	100		955 –935 –920	765 –750 –740
	30.21	Алюминиевые сплавы Литье, не подвергнутое старению	600	75	0.25	1060 –1040 –1025	845 –835 –820
	30.22	Алюминиевые сплавы Литье, в т. ч. подвергнутое старению	700	90	0.25	955 –940 –925	765 –750 –740
	30.3	Алюминиевые сплавы Чистый Al >99%	350	30		1065 –1045 –1030	850 –840 –825
	30.41	Алюминиевые сплавы Литье, 13–15% Si	700	130		425 –420 –410	340 –335 –330
30.42	Алюминиевые сплавы Литье, 16–22% Si	700	130		320 –315 –310	255 –250 –245	

Далі за тією ж схемою визначаємо значення подачі й швидкості різання для інших переходів та записуємо технологічний процес (рис7).

<ul style="list-style-type: none"> <li>[-] Дет 001 Кронштейн</li> <li>[-] Деталь</li> <li>[-] Опр 005 Вертикально-фрезерная <ul style="list-style-type: none"> <li>Пер 001 Установить и закрепить деталь на станке</li> <li>Пер 002 Фрезеровать поверхность прилегания 400401 предварительно</li> <li>Пер 003 Сверлить отверстие 630401 диаметром 5 мм на глубину 48 мм</li> <li>Пер 004 Сверлить отверстие 630402 диаметром 5 мм на глубину 48 мм</li> <li>Пер 005 Сверлить отверстие 630403 диаметром 5 мм на глубину 12 мм</li> <li>Пер 006 Сверлить отверстие 630404 диаметром 5 мм на глубину 12 мм</li> <li>Пер 007 Фрезеровать паз 770401 в размер 35 x 79 мм</li> <li>Пер 008 Переустановить заготовку</li> <li>Пер 009 Зенковать отверстие 630301 диаметром 11 мм на глубину 41</li> <li>Пер 010 Зенковать отверстие 630302 диаметром 11 мм на глубину 41</li> <li>Пер 011 Зенковать отверстие 630303 диаметром 11 мм на глубину 5 мм</li> <li>Пер 012 Зенковать отверстие 630304 диаметром 11 мм на глубину 5 мм</li> <li>Пер 013 Снять деталь после обработки</li> <li>Пер 014 Контролировать деталь по чертежу</li> </ul> </li> <li>[-] Опр 010 Моечная <ul style="list-style-type: none"> <li>Пер 001 Промыть деталь</li> </ul> </li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>[-] Опр 015 Комплексная <ul style="list-style-type: none"> <li>Пер 001 Установить и закрепить деталь на станке</li> <li>Пер 002 Фрезеровать поверхность 390601 по контуру растровым методом однократно</li> <li>Пер 003 Сверлить 2 отверстия 630305 диаметром 5 мм на глубину 12 мм</li> <li>Пер 004 Сверлить 2 отверстия 630306 диаметром 5 мм на глубину 48 мм</li> <li>Пер 005 Сверлить отверстие 630308 диаметром 11 мм на глубину 11 мм</li> <li>Пер 006 Сверлить отверстие 630307 диаметром 11 мм на глубину 36 мм</li> <li>Пер 007 Фрезеровать фаску 590301 на диаметре 11 мм, 1x 45 град.</li> <li>Пер 008 Фрезеровать 2 фаски 590302 на диаметре 5 мм, 1x 45 град.</li> <li>Пер 009 Нарезать резьбу 670305 М6-7Н на длине 12 мм</li> <li>Пер 010 Нарезать резьбу 670306 М6-7Н в 2 отверстиях на длине 12 мм</li> <li>Пер 011 Нарезать резьбу 670308 М10-7Н на длине 11 мм</li> <li>Пер 012 Фрезеровать торец 010601 размера 52 x 96 мм</li> <li>Пер 013 Сверлить отверстие 500601 до диаметра 25 мм на глубину 79 мм</li> <li>Пер 014 Расточить отверстие 500601 до диаметра 35 мм на длину 79 мм</li> <li>Пер 015 Фрезеровать фаску 590601 на диаметре 35мм, 1x45 град.</li> <li>Пер 016 Сверлить отверстие 630602 диаметром 7,94мм на глубину 25 мм</li> <li>Пер 017 Развернуть отверстие 630602 диаметром 8 мм на глубину 25 мм</li> <li>Пер 018 Фрезеровать поверхность 290604 по контуру растровым методом однократно</li> <li>Пер 019 Повернуть заготовку на 180 град.</li> <li>Пер 020 Фрезеровать торец 600501 окончательно на глубину 3 мм</li> <li>Пер 021 Повернуть заготовку</li> <li>Пер 022 Сверлить отверстие 630201 диаметром 4,2 мм на глубину 6 мм</li> <li>Пер 023 Фрезеровать фаску 590201 на диаметре 4,2мм, 1x45 град.</li> <li>Пер 024 Нарезать резьбу 670201 М5-6Н на длине 6 мм</li> <li>Пер 025 Снять деталь после обработки</li> <li>Пер 026 Контролировать деталь по чертежу</li> </ul> </li> <li>[-] Опр 020 Моечная <ul style="list-style-type: none"> <li>Пер 001 Промыть деталь</li> </ul> </li> <li>[-] Опр 025 Контрольная <ul style="list-style-type: none"> <li>Пер 001 Контролировать деталь по чертежу</li> </ul> </li> </ul>
--	---

Рис.7 - Конкретний технологічний процес на обробку деталі типу «Кронштейн».

Завершальним етапом є імітаційне моделювання та написання керуючої програми для обладнання з ЧПУ.

До складу організаційно-технологічної системи виготовлення деталі «Кронштейн» входять: горизонтальний оброблювальний центр IP320ПМФ4, поворотний стіл-накопичувач.

Для розміщення на ділянці обробки деталі типу «Кронштейн» заготовель, а також готових деталей необхідна наявність накопичувача. У цьому випадку накопичувачем є поворотний стіл.

Горизонтальний оброблювальний центр IP320ПМФ4 - верстат із ЧПК, що безпосередньо здійснює обробку деталі типу «Кронштейн».

За допомогою програми SolidWorks 2007 була змодельована імітаційна модель системи виготовлення деталі «Кронштейн», у яку ввійшли перераховані вище елементи (рис. 8).

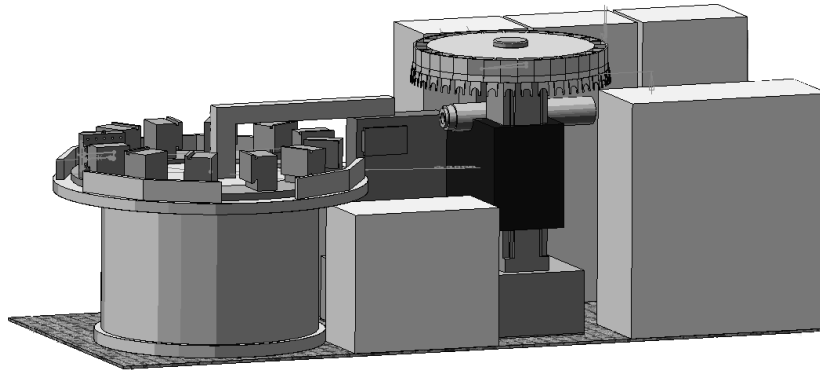


Рис.8 – 3D модель IP320ПМФ4

Для написання керуючої програми у системі SolidCAM була змодельована обробка деталі «Кронштейн»(рис9).Це дозволило отримати працюючу програму для верстата з ЧПК, а також визначити основний час обробки для кожного переходу, після чого и можемо вивести основний нормативний час обробки використавши формулу (1):

$$N_{\text{час.заг.}} = \sum T_{\text{шт}} = \sum T_0 + \sum T_{\text{доп}}, \quad (1)$$

де  $N_{\text{час.заг.}}$  – загальна норма часу на обробку деталі;  $\sum T_{\text{шт}}$  – сумарний штучний час;  $\sum T_0$  – сумарний основний час обробки деталі;  $\sum T_{\text{доп}}$  – сумарний допоміжний час.

```

%
O5000 (F_CONTOUR_T2.TAP)
(MCV-OP ) (10-JUN-2011)
(SUBROUTINES: 02 .. 00)
G90 G17
G80 G49 G40
G54
G91 G28 Z0
G90
M01
N1 M6 T2
(TOOL -2- MILL DIA 50.0 R0. MM )
G90 G00 G40 G54
G43 H2 D32 G0 X22.692 Y25.185 Z51.36 S120 M3
M8
{-----}
{F-CONTOUR-T2 - PROFILE}
{-----}
X22.692 Y25.185 Z11.36
Z5.
G1 Z2. F3.96
X107.341 F12
Y29.185
X-5.524
Y25.185
X22.692
Z1. F3.96
X107.341 F12
Y29.185
X-5.524
Y25.185
X22.692
X107.341
Y29.185
X-5.524
Y25.185
X22.692
G0 Z11.36
M30
%
    
```

Рисунок 9- Програма обробки деталі «Кронштейн»

В імітаційному моделюванні на підставі тривимірних моделей задається послідовність обробки деталі. За допомогою програми «ГПМ 3D редактор», був змодельований алгоритм обробки деталі типу «Кронштейн» на оброблювальному центрі за допомогою якого можливо максимально скоротити допоміжний час при обробці.

На базі підготовлених вихідних даних у системі Proedit були розроблені імітаційні моделі гнучких обробляючих модулів. У результаті в системі GPS була розроблена

імітаційна модель гнучкої виробничої системи, яка складається з моделей обробляючих модулів а транспортно-накопичувальної системи. (рис.10).

Був виконаний аналіз ефективності роботи моделі ГВС при обробці деталі. Зокрема аналіз рівня завантаження технологічного обладнання при обробці деталі – середній (загальний рівень завантаження =33.2%) (рис. 11), аналіз енергетичних витрат у ГВС на виконання виробничого завдання (рівень енергетичних витрат залежить від величини робіт, що виконуються – найвищі витрати у IP320ПМФ4 більше ніж 10000 кДж), аналіз ефективності використання ГВС по коефіцієнту корисної дії при виконанні виробничого завдання (що найбільш ефективно використовується транспортна система, рівень ККД складає 100%; На рис.12 наведена діаграма Ганта, яка відображає стан модулів виробничої системи та дозволяє аналізувати послідовність обробки деталі різними модулями.

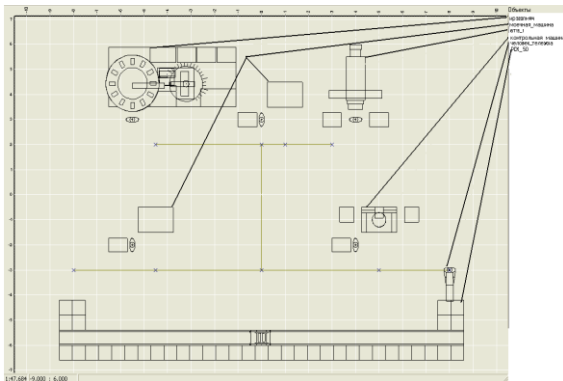


Рис. 10 –Модель 2D IP320ПМФ4

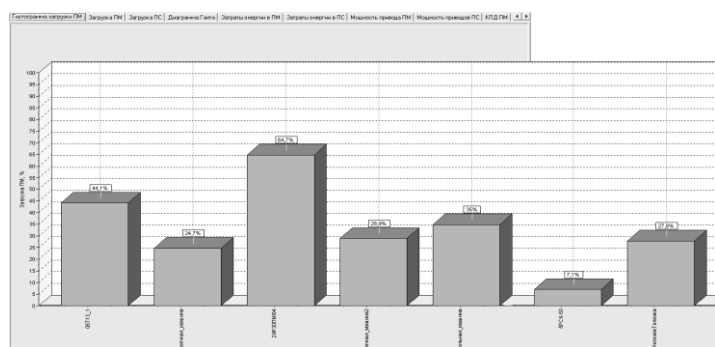


Рис. 11– «Гистограмма загрузки ПМ»

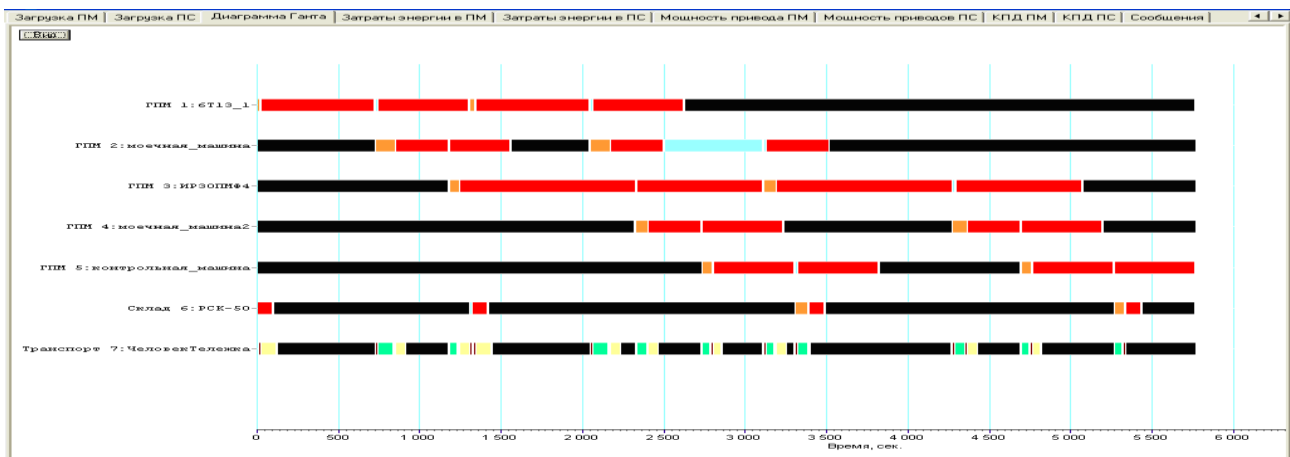


Рис. 12 - Діаграма Ганта

### Висновки

При повному конструкторсько-технологічному аналізі обробки виробів «Кронштейн» в умовах дрібносерійного виробництва можна відзначити, що впровадження верстатів із ЧПК, а також автоматизованої підготовки виробництва, забезпечують зменшення допоміжного часу за рахунок автоматичного переміщення, базування заготовівел і деталей, зменшення основного часу й поліпшення якості обробки за рахунок використання устаткування більшої потужності, чим універсальні верстати.

Створення конкретного технологічного процесу дозволяє зменшити кількість застосовуваних устаткування, пристосувань, різального й допоміжного інструментів - це забезпечує, при великій номенклатурі оброблюваних виробів, зменшення витрат, а відповідно собівартості випускної продукції.

За допомогою імітаційного моделювання системи виготовлення деталі можна точно визначити витрати часу, а також автоматично розробити програму обробки виробу для верстатів із ЧПК, що дозволяє зменшити участь людини у виробництві.

**Перелік джерел літератури:** **1.** Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т1/Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. - 4-е изд., перераб. и доп.- М.: Машиностроение, 1985 – 495 с. **2.** Балабанов А.Н. Краткий справочник технолога-машиностроителя. - М.:Издательство стандартов, 1992. - 464 с. **3.** Режимы резания металлов. Справочник. Под ред. Ю. В. Барановского. изд. 3-е, перераб. и доп. - М.: Машиностроение, 1972. - 407 с. **4.** Обработка металлов резанием: Справочник технолога/ А.А. Панов, В.В. Аникин, Н.Г. Бойм и др.; Под общ. ред. А.А. Панова. - М.: Машиностроение, 1988. - 736 с. **5.** Проектирование операций механической обработки. Гришкевич А.В., Цымбал И.Л. - Х.: Вища пік., 1985 - 144 с. **6.** В.П. Градиль. Справочник по единой системе конструкторской документации. - Х.: Прапор, 1988. - 255 с. **7.** Промышленные роботы в машиностроении. Альбом схем и чертежей: Учеб. пособие для технич. ВУЗов/ под общ. ред. Ю.М. Соломенцева. -М.: Машиностроение, 1986. - 140 с. **8.** [www.coromant.sandvik.com](http://www.coromant.sandvik.com). **9.** Кучер А.М., Киватицкий М.М. Металлорежущие станки (альбом общих видов, кинематических схем и узлов). - М.: Машиностроение, 1972. – 308 с. **10.** Общетехнический справочник/Под ред. Е.А. Скороходова — 2-е изд., перераб. и доп. — М.: Машиностроение, 1982, — 415 с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОДУКТИВНОСТІ ТА НАДІЙНОСТІ ОБРОБКИ ДЕТАЛІ ТИПУ  
«КРОНШТЕЙН» У ГАД В УМОВАХ ДРІБНОСЕРІЙНОГО ВИРОБНИЦТВА  
Шелковий О.М., Шевченко О.О.

Розглянуті питання, які пов'язані з імітаційним моделюванням імітаційної моделі обробки деталі типу «Кронштейн» в умовах дрібносерійного виробництва. Зроблено висновки, що за допомогою імітаційного моделювання системи виготовлення деталі можна точно визначити витрати часу.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ И НАДЕЖНОСТИ ОБРАБОТКИ  
ДЕТАЛИ ТИПА «КРОНШТЕЙН» В ГАД В УСЛОВИЯХ МЕЛКОСЕРИЙНОГО  
ПРОИЗВОДСТВА  
Шелковой А.Н., Шевченко О.О.

Рассмотрены вопросы, которые связаны с проектированием имитационной модели обработки детали типа «Кронштейн» в условиях мелкосерийного производства. Сделаны выводы, что с помощью имитационного моделирования системы изготовления детали можно точно определить расходы времени

RESEARCH OF THE PRODUCTIVITY AND RELIABILITY OF TREATMENT OF DETAIL  
OF TYPE IS «BRACKET» IN SKUNK IN THE CONDITIONS OF DRIBNOSERIYNOGO  
PRODUCTION  
Shelkoviyy A.N., Shevchenko O.O.

Considered questions which are CPLD from with planning of simulation model of treatment of detail of type «Bracket» in the conditions of dribnoseriynogo production. Conclusions are done, that by the imitation design of the system of making of detail it is possible exactly to define the charges of time.

Ключові слова: числове програмне керування; електронно-обчислювальна машина; технологічний процес; груповий технологічний процес; гнучка виробнича система; гнучкий виробничий модуль; універсально-збірні пристосування.

Ключевые слова: числовое программное управление; электронно-вычислительная машина; технологический процесс; групповой технологический процесс; гибкая производственная система; гибкий производственный модуль; универсально сборные приспособление.

Keywords: numerical control; elektronno-obchislyuval'na machine; technological process; group technological process; flexible production system; flexible production module; universally collapsible adaptation.

Дата надходження статті: 26 жовтня 2012 р.



УДК 621.9

**Иванов И. Н., Кулиничев М. В.**  
ДГМА, Краматорск, Украина  
max\_1991god@mail.ru

## **МАГНИТНО – АБРАЗИВНОЕ ПОЛИРОВАНИЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

### ***Введение***

Отделочная обработка относится к группе заключительных финишных операций, в результате которых снижается шероховатость поверхности и оптимизируется состояние поверхностного слоя.

Одним из перспективных методов отделочной обработки является метод магнитно – абразивного полирования (МАП), сущность которого состоит в том, что порошковая ферромагнитная абразивная масса, уплотненная энергией магнитного поля, осуществляет абразивное воздействие на обрабатываемую деталь (ГОСТ 23505 – 79) [1].

Магнитно – абразивное полирование обладает следующими особенностями [2]:

- универсальность абразивного инструмента, что позволяет обрабатывать детали из различных материалов и конфигураций;
- возможность управления жесткостью инструмента и за счет этого регулирование съема металла с формообразующей поверхности изделия;
- возможность обработки одновременно большого числа деталей;
- резкое уменьшение, по сравнению со шлифованием, общей температуры резания (за счет отсутствия трения связки о поверхность изделия);
- упрочнение поверхностного слоя детали;
- возможность резания наиболее острой кромкой зерна магнитно – абразивного порошка (при этом отпадает необходимость периодической перезаточки режущей кромки инструмента);
- исключение засаливания инструмента, что позволяет полировать мягкие и вязкие материалы (медь, алюминий и др.);
- возможность отделения наполнителя от обрабатываемых изделий и отходов обработки;
- возможность механизации и автоматизации процесса полирования.

### ***Основная часть***

Настоящая статья посвящена исследованию процесса магнитно – абразивного полирования опорных шеек валов изготовленных из стали 40Х.

На результаты процесса МАП оказывают влияние следующие технологические факторы [2]:

- величина магнитной индукции;
  - материалы магнитно – абразивного наполнителя и обрабатываемых деталей;
  - величина рабочего зазора;
  - скорость относительного движения порошка и детали;
  - наличие вспомогательного рабочего движения;
  - состояние исходной поверхности (физико – механические свойства и микрогеометрические характеристики);
  - наличие и вид смазочно – охлаждающей технологической среды (СОТС);
  - величина зерен наполнителя. Метод относится к типу «безразмерных»
- Классификация методов МАП осуществляется по следующим признакам:
- функциональному назначению магнитного поля в каждом конкретном случае;
  - технологическому признаку – форме обрабатываемых поверхностей;
  - типу используемого магнитного индуктора.

Существующие схемы и устройства позволяют производить обработку различных по форме и размерам поверхностей. Для обработки опорных шеек валов выбираем схему I – А – 1 (рис. 1). Обрабатываемая заготовка 1 помещается с зазором 5, между полюсами электромагнитов постоянного тока 2 и 3, который заполняется магнитно – абразивным порошком 4. Управление жесткостью порошка осуществляется изменением напряженности магнитного поля в рабочих зазорах. При помощи магнитного поля, порошок удерживается в зазорах и прижимается к обрабатываемой поверхности. Процесс обработки осуществляется на токарно – винторезном станке 16К20. Необходимые для полирования движения резания – вращение вала и осцилляция вдоль оси – осуществляется при помощи электромеханических приводов станка.

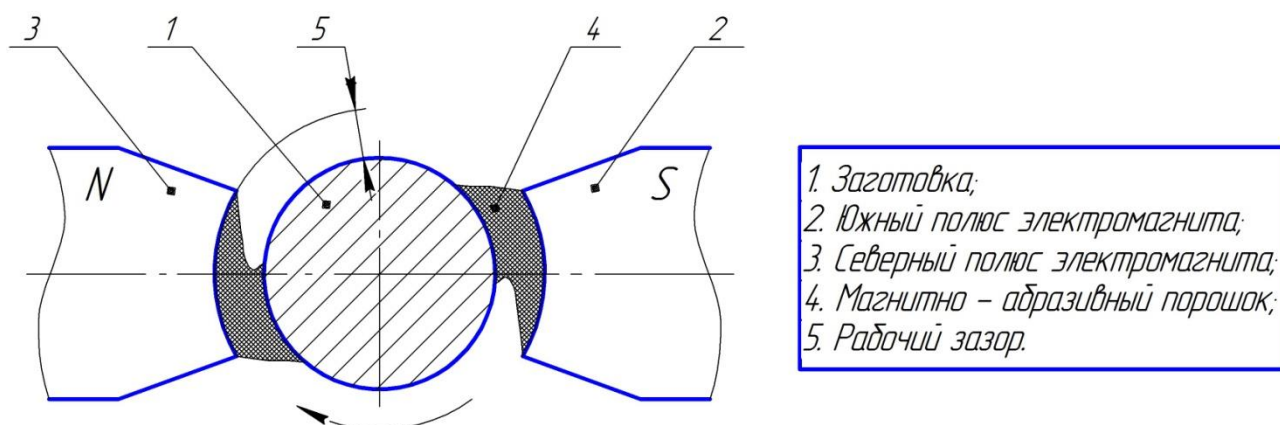


Рис. 1 – Схема полирования поверхностей типа вращения

Силы, действующие на каждое зерно магнитно – абразивного порошка определим по следующему уравнению [2]:

$$\bar{F}_P = \bar{F}_M + \bar{F}_{M1} + \bar{F}_{ЭМ} + \bar{F}_{ЭМ1} + \bar{F}_T + \bar{F}_{ИН} + \bar{F}_{ЦБ} + \bar{F}_{М.Д.} + \bar{F}_{ТР}, \quad (1)$$

где:  $\bar{F}_M$  – магнитная сила;  $\bar{F}_{M1}$  – дополнительная магнитная сила;  $\bar{F}_{ЭМ}$  – электромагнитная сила с пульсирующим полем;  $\bar{F}_{ЭМ1}$  – электромагнитная сила в рабочем зазоре;  $\bar{F}_T$  – сила тяжести;  $\bar{F}_{ИН}$  – инерционная сила;  $\bar{F}_{ЦБ}$  – центробежная сила;  $\bar{F}_{М.Д.}$  – сила механического давления;  $\bar{F}_{ТР}$  – сила трения.

Для определения значение магнитной силы, действующей на опорную шейку вала, помещенную в магнитное поле, воспользуемся следующей зависимостью [2]:

$$F_M = \frac{1}{\mu_0} V B \overline{grad} B, \quad (2)$$

где:  $\mu_0$  – магнитная постоянная, Гн/м;  $V$  – объем ферромагнитного зерна, м<sup>3</sup>;  $B$  – магнитная индукция в точке пространства, где расположено зерно, Тл;  $\overline{grad} B$  – вектор градиента магнитной индукции в той же точке.

Если зерно порошка имеет удлиненную форму, то на него кроме силы  $F_M$  действует момент магнитных сил  $M_M$ , который может быть вычислен с помощью формулы:

$$M_M = \rho S l M_* \sin 2\theta, \quad (3)$$

где:  $\rho$  – магнитное давление на единичную площадку поверхности зерна;  $S$  – площадь среднего поперечного сечения эллипсоида;  $l$  – длина наибольшей его оси;  $\theta$  – угол между направлениями наибольшей оси эллипсоида и внешнего поля.

Для исследования процесса и определения зависимости шероховатости обрабатываемой поверхности от времени обработки были изготовлены образцы из стали 45X с диаметром 65 мм, с исходной шероховатостью  $R_a = 1,25$  мкм.

При проведении экспериментов рабочий зазор между обрабатываемой поверхностью и поверхностью магнита находится в пределах 2,8...3,0 мм. Скорость вращения заготовки изменяется от 10 – 15 м/мин. Применяемый для полирования заготовок магнитно – абразивный порошок имеет размеры 0,1 – 0,3 мм, а время обработки изменялось от 1,0 мин до 7,0 мин.

После каждой серии экспериментов с помощью профилометра – профилографа мод. 252 завода «Калибр» проводился замер шероховатости обрабатываемой поверхности.

На рис. 2 показано изменение шероховатости поверхности вала от времени обработки и скорости резания.

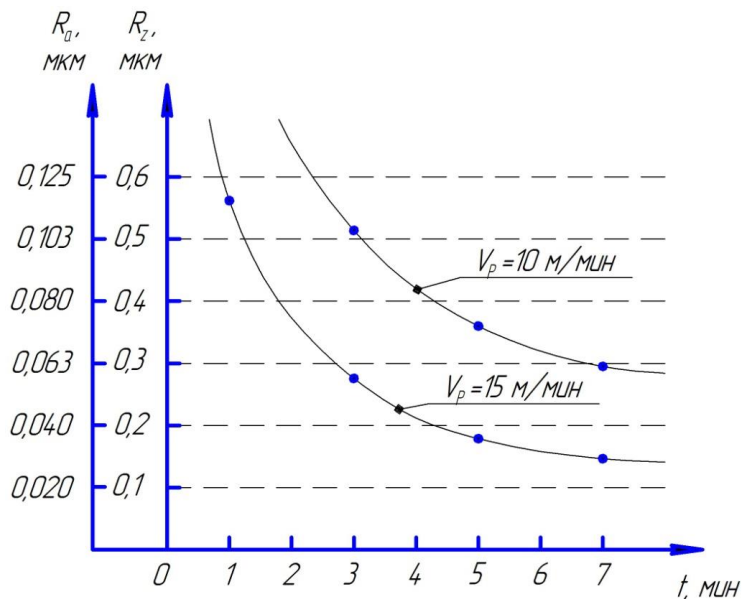


Рис. 2 – Зависимость шероховатости поверхности полирования от времени обработки  $t$  и скорости резания  $V_{зар}$

### Выводы

- Силы воздействия зерен магнитно – абразивной порошкообразной массы на обрабатываемую ферромагнитную поверхность слагаются из сил, обусловленных макрополем, действующим во всем пространстве рабочего зазора;

- Качество обрабатываемой поверхности определяется в основном абразивным резанием и выглаживанием;

- Магнитно – абразивное полирование обеспечивает снижение шероховатости поверхности в 3 – 4 раза, с одновременным снижением волнистости и гранности.

- Качество поверхности зависит от скорости резания  $V_p$ , времени обработки  $t$ , величины рабочего зазора  $\delta$ , размера магнитно – абразивного порошка.

- Наиболее оптимальным временем обработки является  $t$  6,5...7 мин, так как дальнейшая его увеличение практически не влияет на шероховатость обработанной поверхности.

**Перечень источников литературы:** 1. ГОСТ 23505 – 79 «Обработка абразивная. Термины и определения». 2. Барон Ю. М. Магнитно – абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов. Л . : Машиностроение. Ленингр. отд – ние, 1986. – 176 с;ил. 3. Барон Ю. М. Технология абразивной обработки в магнитном поле. Л., «Машиностроение» (Ленингр. отд – ние), 1975. 128с.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф., ДГМА

## МАГНІТНО – АБРАЗИВНЕ ПОЛІРУВАННЯ ЦИЛІНДРИЧНИХ ПОВЕРХОНЬ

Іванов І. М., Кулінічев М. В.

У статті розглядається особливості процесу магнітно – абразивного полірування при обробці опорних шийок валу. Визначення залежності шорсткості поверхні полірування від часу обробки і швидкості різання. Також були визначено, які технологічні чинники впливають на процес МАП. Обрана схема I – A – 1. Розглянуто формули для магнітно – абразивного порошку.

## МАГНИТНО – АБРАЗИВНОЕ ПОЛИРОВАНИЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Иванов И. Н., Кулиничев М. В.

В статье рассматриваются особенности процесса магнитно – абразивного полирования при обработке опорных шеек вала. Определение зависимости шероховатости поверхности полирования от времени обработки и скорости резания. Также были определено, какие технологические факторы оказывают влияние на процесс МАП. Выбрана схема I – A – 1. Рассмотрены формулы для магнитно – абразивного порошка.

## MAGNETIC – ABRASIVE POLISHING OF CYLINDRICAL SURFACES

Ivanov I. N., Kylinichev M. V.

In the article the features of the process of magnetic – abrasive polishing processing basic necks shaft. Determination of surface roughness depending on the processing time polishing and cutting speed. Were also determined which technological factors influence the process of the MAP. The chosen scheme I – A – 1. Consider the formula for magnetic – abrasive powder.

Ключові слова: Магнітно – абразивне полірування, магнітне поле, магнітно – абразивний порошок, робочий зазор, шорсткість.

Ключевые слова: Магнитно – абразивное полирование, магнитное поле, магнитно – абразивный порошок, рабочий зазор, шероховатость.

Keywords: Magnetic – abrasive polishing, magnetic field, magnetic – abrasive powder, working air gap, roughness.

Дата надходження статті: 6 жовтня 2012 р.

УДК 658.52.011.56

Шелковой А.Н., Мироненко Е.В., Клочко А.А., Ефремов Д.В., Клиновский А.А.  
 НТУ «Харьковский политехнический институт», г. Харьков, Украина  
 ДГМА, г. Краматорск, Украина

## МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ЗАКАЛЕННЫХ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС В ЗАВИСИМОСТИ ОТ УСЛОВИЙ ИХ ОБРАБОТКИ

### Введение

Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес и их передач неразрывно связано с обеспечением параметров состояния поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес, определяющих их эксплуатационные свойства. Для успешного решения этой задачи необходимо рассмотреть теоретические аспекты взаимосвязи параметров состояния поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес с условиями их обработки. Целесообразно рассмотреть не общие аспекты связи отдельных параметров состояния поверхности закаленных крупномодульных зубчатых колес с условиями их обработки [1, 2, 3, 4, 5, 6], а конкретную взаимосвязь системы параметров состояния поверхностного слоя, определяющих эксплуатационные свойства закаленных крупномодульных зубчатых колес с условиями их обработки (Рис. 1).

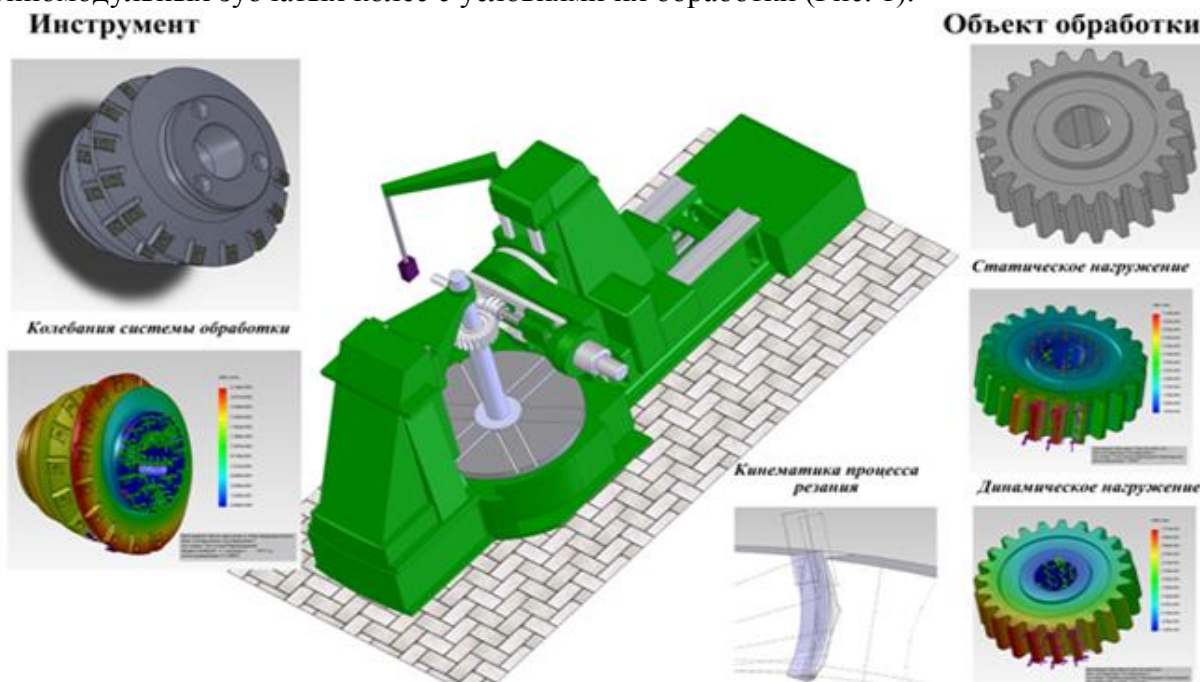


Рис. 1 – Направления исследования параметров формирования поверхностного слоя зубчатых колес: геометрической и кинематической точности, шероховатости, поверхностной твердости, волнистости, производительности при зубофрезеровании

Эту взаимосвязь необходимо выразить в математических уравнениях, которые станут основой при разработке алгоритма и программы в Solid works. В результате адаптируется решение одной из основных задач расчета оптимальных условий обработки с учетом обеспечения требуемых параметров состояния поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес, исходя из их надежности.

Получистовая и чистовая обработка закаленных крупномодульных зубчатых колес в промышленности, как правило, осуществляется механическими методами [2, 3, 4, 6]. К этим

методам относятся лезвийная обработка (зубофрезерование червячными модульными фрезами, зубофрезерование специальными модульными фрезами); скоростное фрезерование специальными дисковыми фрезами, оснащенными минералокерамикой; отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием (ОУО ППД) (накатывание специальными коническими роликами) [4, 6].

#### **Основная часть**

Анализ результатов исследований по формированию высоты профиля шероховатости при различных методах зубообработки [1, 2, 3, 4, 5, 6] позволяет сделать вывод, что на образование шероховатости при всех методах зубообработки оказывают влияние следующие факторы: геометрия рабочей части зубообрабатывающего инструмента (радиус округления режущей кромки зубьев фрезы, режущего зуба фрезы, материала фрезы), кинематика встречного эллипсоидного зубофрезерования с учетом технологического коэффициента скольжения, колебательных перемещений червячной модульной фрезы относительно обрабатываемой поверхности; упругие и пластические деформации обрабатываемого материала в зоне контакта с рабочим инструментом; Шероховатость рабочей части инструмента; вырывы частиц обрабатываемого материала.

В зависимости от условий обработки степень влияния каждого из этих факторов на образование шероховатости будет различной. Первые четыре фактора вызывают образование систематической составляющей профиля шероховатости, которая может быть описана математически. Пятый фактор вызывает образование случайной составляющей профиля и определяет разброс или дисперсию параметров шероховатости.

Исходная схема для расчета систематической составляющей профиля шероховатости при зубообработке, приведенная на рис. 2, показывает, что высота профиля шероховатости определяется равенством

$$R_z = h_1 + h_2 + h_3 + h_4 \quad (1)$$

где  $h_1, h_2, h_3, h_4$  — составляющие профиля шероховатости, обусловленные формой инструмента, и кинематикой его перемещения, колебанием фрезы, деформациями заготовки зубчатого колеса материала в зоне контакта с инструментом, шероховатостью рабочей части инструмента соответственно.

При зубофрезеровании червячными модульными фрезами, специальными немодульными дисковыми фрезами кинематика их перемещения относительно обрабатываемой поверхности способствует формированию как поперечной, так и продольной шероховатости (рис. 2),

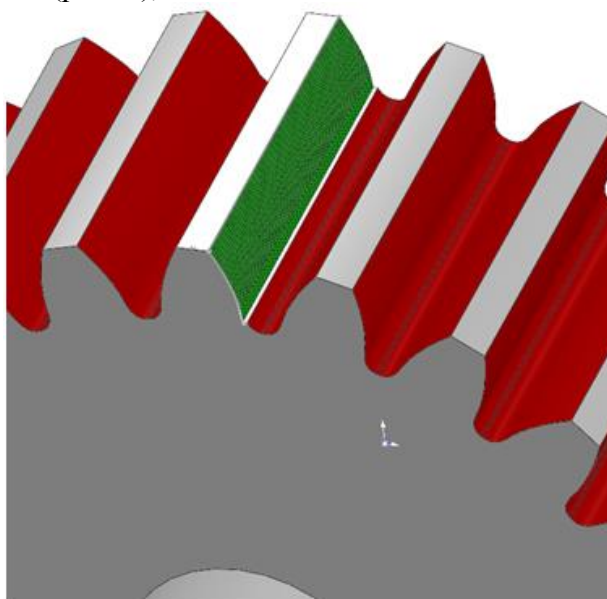


Рис. 2 – Формирование поперечной и продольной шероховатости при зубофрезеровании

Формирование шероховатости поверхности зубьев колеса после врезания в него зуба фрезы показано на рис. 3. Формирование поверхности после обработки 1-м зубом фрезы по всей длине зубчатого колеса промоделировано на рис. 4.

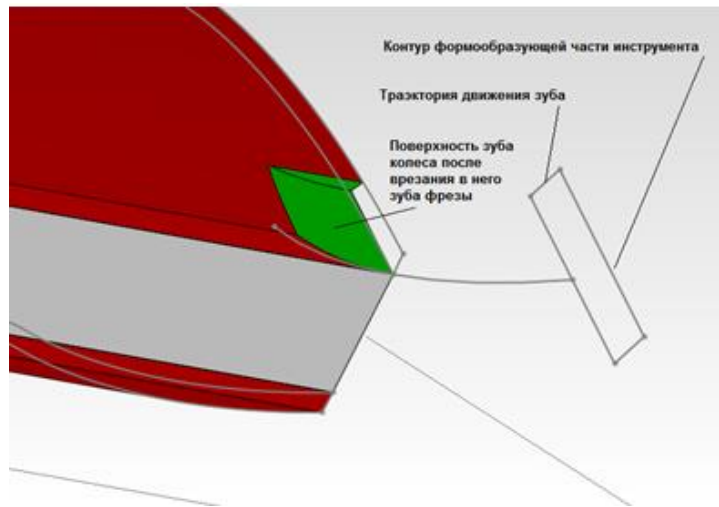


Рис. 3 – Формирование шероховатости поверхности зубьев колеса после врезания в него зуба фрезы

Исходная схема для определения составляющей профиля шероховатости  $h_l$  в поперечном сечении I – I показана на рис. 5.

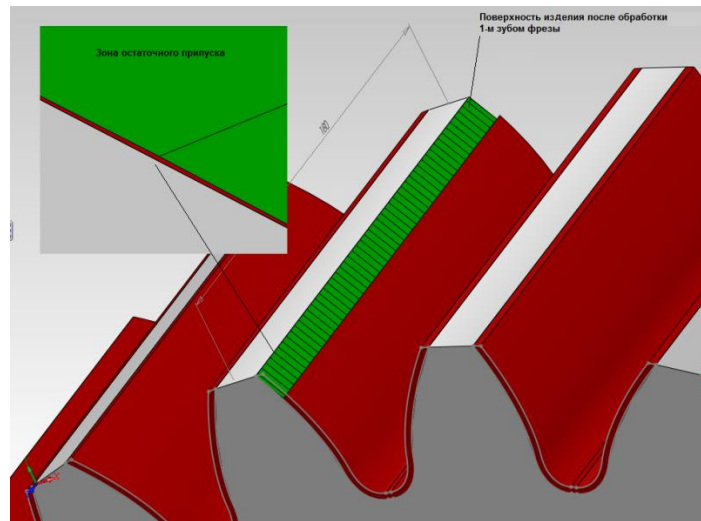


Рис. 4 – Формирование поверхности изделия после обработки 1-м зубом фрезы по всей длине зубчатого колеса

Поперечная составляющая высоты профиля шероховатости зависит от формы и кинематики движения режущих кромок фрезы и определяется фактической толщиной срезаемого слоя при встречном зубофрезеровании (рис.6).



Рис. 5 – Исходная схема для определения составляющей профиля шероховатости  $h_1$  в поперечном сечении I – I:

1 – основание исходной неровности; 2 – вершина исходной неровности;  
3 – основание соседней неровности; 4 – вершина соседней неровности

Поперечная составляющая высоты профиля шероховатости определяется с учетом толщины срезаемого слоя при зубофрезеровании, как переменная функция при изменении угла врезания зуба фрезы и упругого отжатия технологической системы под действием нормальной составляющей сил резания и величине упругих деформаций дисковой скоростной фрезы в зоне контакта:

$$h_1' = a' = a - \Delta_{\text{упр.ДТСС}} - \Delta_{\text{упр.конт.}} \quad (2)$$

где  $a$  – толщина срезаемого слоя при зубофрезеровании, определяется как переменная функция при изменении угла врезания зуба фрезы;  $\Delta_{\text{упр.ДТСС}}$  – упругие отжатия технологической системы под действием нормальной составляющей сил резания;  $\Delta_{\text{упр.конт.}}$  – упругие деформации дисковой скоростной фрезы и зубчатого колеса в зоне контакта.

Упругие отжатия технологической системы  $\Delta_{\text{упр.ДТСС}}$  определяются из равенства

$$\Delta_{\text{упр.ДТСС}} = \frac{P_z}{j_{\text{ДТСС}}} \quad (3)$$

где  $j_{\text{ДТСС}}$  – жесткость динамической технологической станочной системы (ДТСС);  $P_z$  – сила резания при зубофрезеровании [3, 4, 5].

Эффективная мощность при нарезании цилиндрических колес червячными фрезами рассчитывается по формуле:

$$N_{\text{эф}} = \frac{C_p v K_p S_0^x m^y}{60 \cdot 10^2}, \text{ КВт} \quad (4)$$

В то же время мощность при нарезании цилиндрических колес червячными фрезами выражается через крутящий момент резания  $M_{\text{кр}}$

$$N_{\text{эф}} = \frac{M_{\text{кр}} n}{9549}, \text{ КВт},$$

Тогда сила резания при зубофрезеровании:

$$P_z = \frac{2 M_{\text{кр}}}{D_{\text{фр}}} = \frac{2 \cdot 9549 \cdot C_p \cdot v \cdot K_p \cdot S_0^x \cdot m^y}{60 \cdot 10^2 \cdot D_{\text{фр}} \cdot n} \quad (5)$$

где  $C_p$  – коэффициент;  $v$  – скорость резания в м/мин;  $S_0$  – подача на оборот фрезы;  $m$  – модуль в мм;  $x, y$  – показатели степени;  $D_{\text{фр}}$  – диаметр фрезы;  $K_p$  – коэффициент формообразования поверхностного слоя [6].



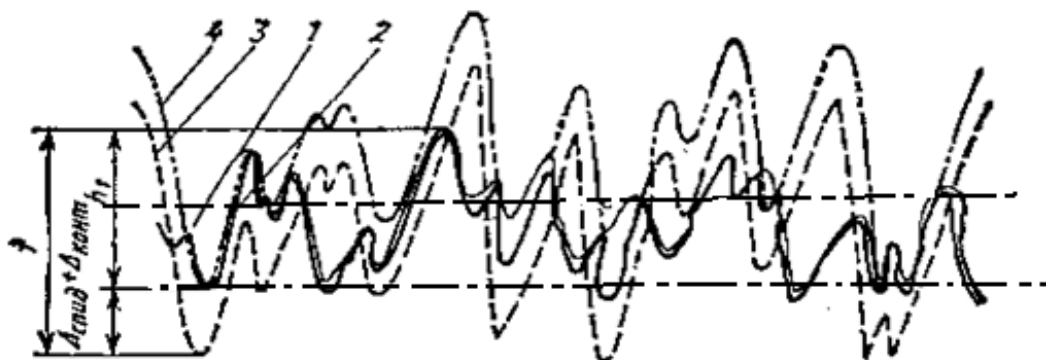


Рис. 6 – Исходная схема для определения составляющей профиля шероховатости  $h_1$ :

1 – исходный профиль шероховатости; 2 — профиль шероховатости при прохождении режущих кромок фрезы; 3 — профиль режущих кромок зубьев фрезы без учета его упругих отжатый и деформаций; 4 — профиль режущих кромок зубьев фрезы с учетом его упругих отжатый и деформаций

Упругие деформации фрезы и заготовки под действием радиальной силы резания определяются из уравнения [3, 4, 5]

$$\Delta_{\text{упр.конт.}} = \frac{q[E_2(l-\mu_1^2)+E_1(l-\mu_1^3)]}{\pi E_1 E_2} \ln \quad (6)$$

где  $g$  — нагрузка на единицу активной длины линии контакта фрезы и заготовки;  $\mu_1$  и  $\mu_2$  — коэффициенты Пуассона режущего материала фрезы и заготовки;  $E_1$  и  $E_2$  — модуль упругости режущего материала фрезы и заготовки.

Профиль шероховатости в каждом сечении будет формироваться несколькими проходами режущих зубьев фрезы через данное сечение (рис. 7). Число этих проходов определяется зависимостью  $n = B/S_o = l/k$ .

Составляющая высоты профиля шероховатости  $h'_1$  при этом может быть определена из равенства [3, 5].

$$h'_1 = h_1 \xi \left( z \frac{B}{S_o} - 1 \right) \quad (7)$$

где  $z$  — число зубьев фрезы, значение  $\xi$  в зависимости от минимального угла скольжения и принимается равным для стабильного технологического процесса формообразования 0,5.

Из кинематики относительного перемещения фрезы и детали имеем:

$$b = l \left( 1 + \frac{S_{\text{мин}}}{v_p} \right) \quad (8)$$

откуда

$$h'_1 = \frac{l^2 \left( 1 + \frac{S_{\text{мин}}}{v_p} \right)^2}{4D} - \frac{q[E_2(l-\mu_1^2)+E_1(l-\mu_1^3)]}{\pi E_1 E_2} * \ln \frac{4\pi E_1 E_2 (D/2)}{g(E_2(1-\mu_1^2)+E_1(1-\mu_2^2))} \quad (9)$$

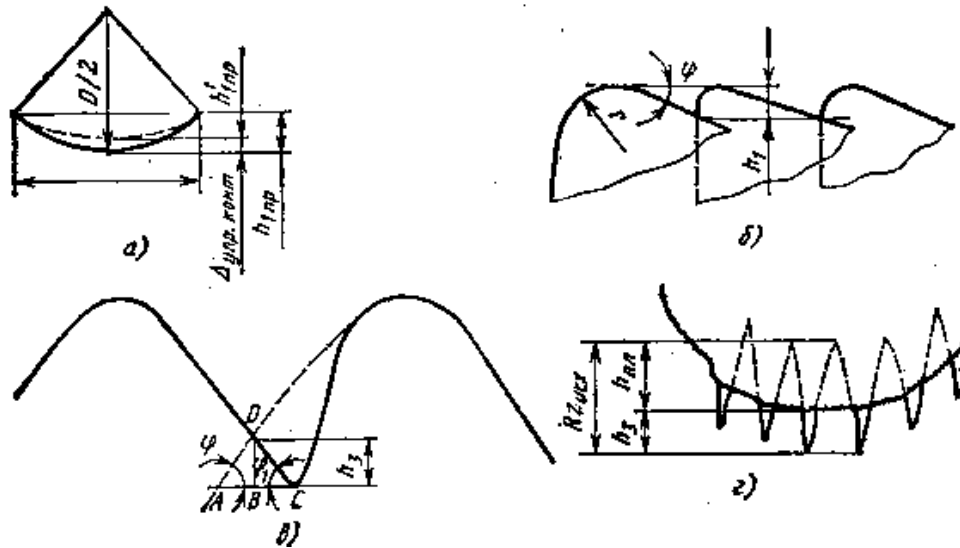


Рис. 7 – а) Схема для расчета  $h'_1$  при зубофрезеровании, б) исходная схема для расчета  $h_1$  при обработке коническим роликом, исходные схемы для расчета составляющей высоты шероховатости  $h_3$  в) обусловленной пластическим отеснением обрабатываемого материала з) при обработке коническим роликом

Моделирование процесса шероховатости в соответствии с расчетными параметрами формул (9) поверхности при обработке зубчатого колеса из стали 45,  $m=20$ ,  $z=23$  показано на рис. 8

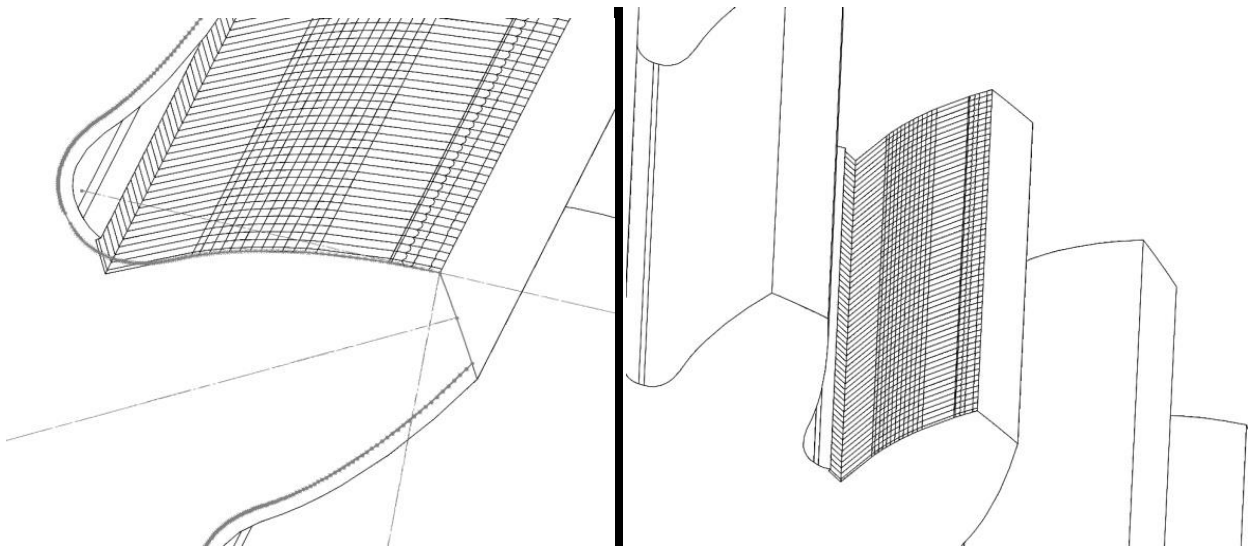


Рис. 8 – Моделирование процесса шероховатости поверхности при обработке зубчатого колеса из стали 45,  $m=20$ ,  $z=23$

Таким образом, получим:

$$h_1 = \frac{\xi \left( \frac{B}{S_0} - 1 \right)}{10^3} \left\{ t - \frac{P_y}{j_{дтсс}} - \frac{P_y}{S_{мин}} \frac{[(E_2(1-\mu_1^2)) + E_1(1-\mu_2^2)]}{\pi E_1 E_2} \times \ln \frac{4\pi E_1 E_2 (D/2)}{g(E_2(1-\mu_1^2)) + E_1(1-\mu_2^2)} + \frac{l^2 \left( 1 + \frac{S_{мин}}{v_p} \right)}{4 \cdot 10^3 D} \right\} \quad (10)$$

Процесс последовательной обработки всех зубьев колеса адекватно описывает процесс формообразования и формирования поверхностного слоя при полной обработке зубчатого колеса из стали 45,  $m=20$ ,  $z=23$  (рис. 9).

При зубофрезеровании составляющая высоты профиля шероховатости  $h_2$  определяется амплитудой колебаний от частоты  $\lambda$  возмущающей силы, вызываемой разностью толщины снимаемого слоя при попутном фрезеровании при прохождении режущего лезвия зуба фрезы по исходной шероховатости и неравномерностью твердости заготовок как в продольном, так и в поперечном направлениях [3, 5]:

$$h_2 = \frac{h'_2}{\sqrt{\left(1 - \frac{\lambda^2}{\omega^2}\right)^2 + T_h^2 \lambda^2}} \quad (11)$$

где  $\omega$  – частота собственных колебаний;  $T_h$  – постоянная времени демпфирования;  $h'_2$  – статическое смещение фрезы под действием разности действующих сил  $\Delta P_y$ :

$$h'_2 = \frac{C_y S_y^{p v D^2 p y} [HB_{max}^n t^{x p y} - HB_{min}^n (t - R_{исх})^{x p y}]}{HB_{cp}^n} \times \left( \frac{1}{j_{ст}} + \frac{1}{j_{инс}} + \frac{1}{j_{ваг}} \right) \quad (12)$$

где  $t$  – глубина резания;  $R_{исх}$  – исходная высота неровностей профиля шероховатости;  $j_{ст}$ ,  $j_{инс}$ ,  $j_{ваг}$  – жесткость станка, инструмента и заготовки.

При зубофрезеровании колебательные перемещения оси фрезы относительно обрабатываемой поверхности вызывают образование волнистости [1, 3, 5, 6]. Так же на составляющую профиля шероховатости  $h_2$  оказывают влияние упругие колебательные контактные перемещения режущих зубьев при фрезе при встречном фрезеровании с учетом радиуса режущих кромок  $\rho$ , обусловленные разностью сил, действующих на них. Эта разность определяется зависимостью [5].

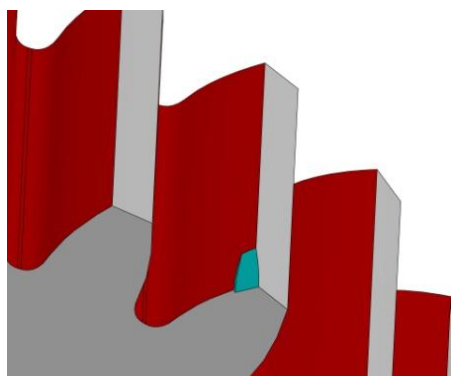
$$\Delta P_y = \frac{6 c_{py} t^{x p y} S_{мин}^y v_p^2 p N K_\rho}{\frac{\varphi_{ск} \sqrt{k}}{\alpha^3 \sqrt{\tan \gamma x^2 \sqrt{1-\varepsilon}}} \sqrt{\frac{\omega}{1000}}} \quad (13)$$

где  $\rho$  – радиуса режущих кромок;  $\omega$  – удельная производительность в единицу времени;  $\varphi_{ск}$  – коэффициент скольжения зуба фрезы в зоне упругих деформация;  $\alpha$  – толщина среза.

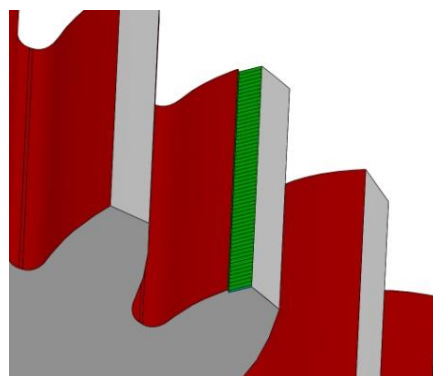
Откуда

$$h_2 = \frac{\Delta P_y [(E_2(1-\mu_1^2)) + E_1(1-\mu_2^2)]}{\pi E_1 E_2 \sqrt{\left(1 - \frac{\lambda^2}{\omega^2}\right)^2 + T_h^2 \lambda^2}} \quad (14)$$

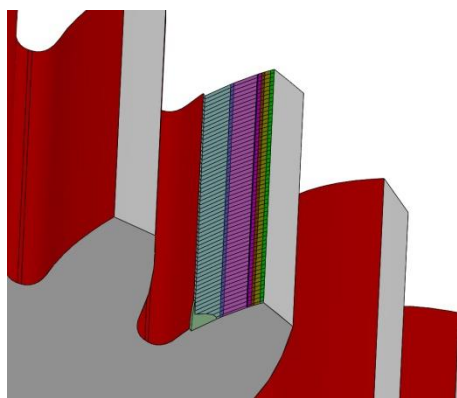
где  $\mu_1$  и  $\mu_2$  – коэффициент Пуассона связки и заготовки;  $E_1$  и  $E_2$  – модуль упругости материала режущего зуба фрезы и заготовки обрабатываемого цилиндрического крупномодульного зубчатого колеса



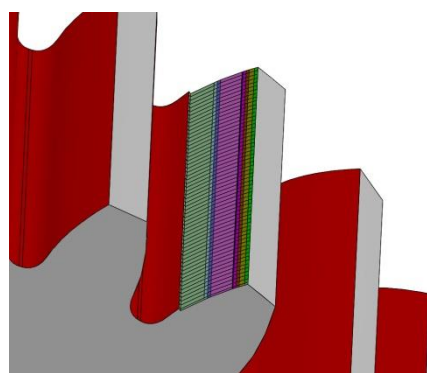
*врезание -1-м зубом фрезы*



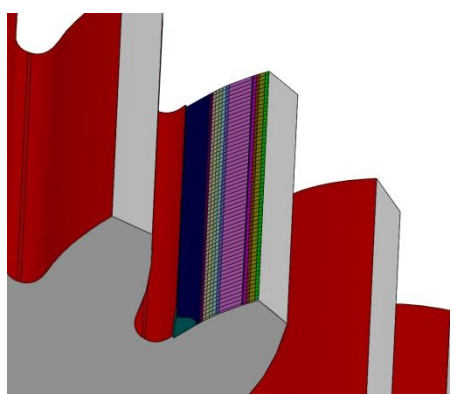
*после обработки 1-м зубом фрез*



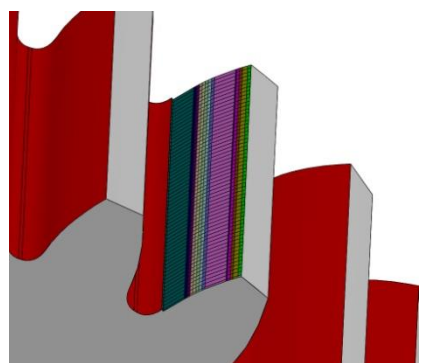
*врезание -14-м зубом фрезы*



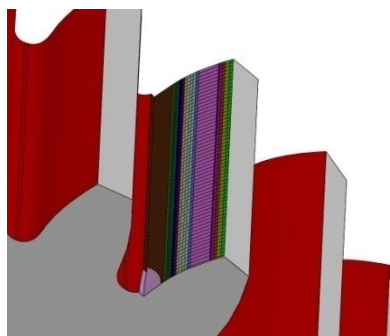
*после обработки 14-м зубом фрез*



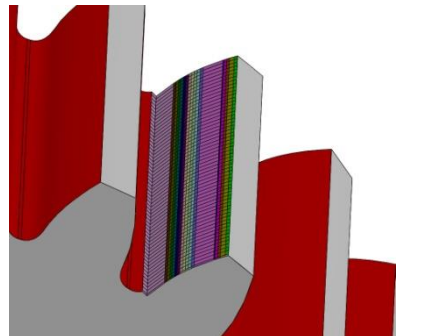
*врезание -19-м зубом фрезы*



*после обработки 19-м зубом фрез*



*врезание -23-м зубом фрезы*



*после обработки 23-м зубом фрез*

Рис.9 – Процесс формирования шероховатости поверхностного слоя при последовательной обработке всех зубьев колеса червячной модульной фрезой

Составляющая высоты профиля шероховатости, обусловленная колебательными перемещениями фрезы относительно обрабатываемой поверхности при обработке накатными коническими роликами определяется выражением

$$h_2 = \frac{y_{пл\ max} - y_{пл\ min}}{\sqrt{1 - \left(\frac{\lambda^2}{\omega^2}\right)^2 + T_n^2 \lambda^2}} \quad (15)$$

где  $y_{пл\ max}$  и  $y_{пл\ min}$  – максимальная и минимальная величины пластического внедрения, определяемые из равенства

$$A_{r\ min} = t_{m\ исх\ max} \left(\frac{y_{пл\ min}}{R_{p\ исх\ min}}\right)^{v_{исх\ min}} \quad A_{c\ min} = \frac{P}{HB_{max}} \quad (16)$$

$$A_{r\ max} = t_{m\ исх\ min} \left(\frac{y_{пл\ max}}{R_{p\ исх\ max}}\right)^{v_{исх\ max}} \quad A_{c\ max} = \frac{P}{HB_{max}} \quad (17)$$

В этих уравнениях  $t_{m\ исх\ max}$  и  $t_{m\ исх\ min}$  – максимальное и минимальное значения относительной длины опорной линии исходной шероховатости на уровне средней;  $v_{исх\ max}$  и  $v_{исх\ min}$  – максимальное и минимальное значения параметра, характеризующего начальный участок кривой относительной опорной линии исходной шероховатости;  $R_{p\ исх\ max}$  и  $R_{p\ исх\ min}$  – максимальное и минимальное значения высоты сглаживания исходной шероховатости;  $A_{c\ max}$  и  $A_{c\ min}$  – максимальное и минимальное значения контурной площади контакта инструмента с заготовкой;

$$A_{c\ max} = 2\pi R y_{пл\ max} \quad (18)$$

Подставляя выражения (18) в формулы (16) и (17) и произведя ряд математических преобразований, получим

$$h_2 = \frac{\left(\frac{pR_{p\ исх\ max}}{2\pi R HB_{min} t_{исх\ min}}\right)^{\frac{1}{v_{исх\ max}+1}} - \left(\frac{pR_{p\ исх\ min}}{2\pi R HB_{max} t_{исх\ max}}\right)^{\frac{1}{v_{исх\ min}+1}}}{\sqrt{\left(1 - \frac{\lambda^2}{\omega^2}\right)^2 + T_n^2 p^2}} \quad (19)$$

Таким образом, составляющая профиля шероховатости  $h_2$  при отделочно-упрочняющей обработке в значительной мере определяется неоднородностью исходной шероховатости.

При обработке цилиндрических зубчатых колес, как и при внешнем трении, в зависимости от условий могут происходить различные явления, оказывающие влияние на образование шероховатости. Используя теорию И. В. Крагельского и Н. Н. Михина [3, 4, 5], а также теорию контактного взаимодействия деталей, можно считать, что при зубообработке в зоне контакта режущего зуба фрезы с заготовкой будут иметь место:

- упругие деформации поверхностных слое металла;
- упруго-пластические деформации поверхностных слое металла;
- пластические деформации поверхностных слое металла;
- относительный сдвиг срезаемого или пластически деформируемого поверхностного слоя металла.

Величина пластического оттеснения при резании определяется по формуле [3, 5]

$$b_{сд} = 0,5p \left(1 - \frac{2\pi_0}{\sigma_T}\right) \quad (20)$$

где  $p$  — радиус скругления режущей кромки фрезы.

Известно, что радиус скругления режущей кромки зуба фрезы  $p$  изменяется в процессе обработки (Табл. 1). Проведенные экспериментальные исследования позволили установить, что радиус скругления режущей кромки при встречном зубофрезеровании

формирует поверхностный слой обрабатываемого зубчатого изделия и зависит от технологических режимов обработки, обрабатываемого материала и материала режущего инструмента.

Таблица 1

Радиус скругления режущей кромки и эмпирические коэффициенты

Марка обрабатываемой стали	Материал инструмента	$\rho$ , мкм	Коэффициенты					
			$a$	$b$	$c$	$p$	$m$	$l$
45	T15K6	35	0.52	-6.54	1.11	4.2	0.71	0.50
40ХН	T15K6	30	0.52	-6.59	1.15	4.5	0.75	0.50
34ХНМ	T15K6	25	0.50	-5.99	0.97	5.0	0.72	0.40
38ХМЮА	BK8	40	0.70	-7.22	0.53	5.1	0.73	0.35

Результаты теоретических и экспериментальных исследований показывают, что сдвиговая прочность обрабатываемого материала в значительной мере зависит от температуры в зоне резания и радиус скругления режущей кромки инструмента  $p$ .

Предпринятая попытка теоретического расчета  $\tau_a$  привела к значительной погрешности и неадекватности модели третьей составляющей профиля шероховатости  $h_3$ . Поэтому нами получено эмпирическое уравнение для расчета  $\tau_a$  с учетом радиуса скругления режущей кромки инструмента  $p$ :

$$\tau_a = \frac{500 \cdot (1 - \sin \varphi_{ск})}{9,81 \left( \frac{a(\theta_A + 273)}{100 + b} + c \right)} \quad (21)$$

где  $a$ ,  $b$  и  $c$  – эмпирические коэффициенты (см. табл. 1);  $\theta$  – максимальная температура первичных пластических деформаций  $\theta_A$

Пластическое отгеснение обрабатываемого материала в зоне резания приводит к увеличению высоты образующейся шероховатости на величину, исходная схема для расчета которой приведена на рис. 7, в.

Так, при обработке зуборезной фрезой составляющая высоты шероховатости  $h_3$  рассчитывается по формулам:

$$h_3 = \frac{b_{сца}(2S + b_{сца})}{32\rho} \quad (22)$$

При отделочно-упрочняющей обработке составляющая  $h_3$  определяется как разность исходной высоты шероховатости  $R_{Z_{исх}}$  и величины ее пластических деформаций  $h_{пл}$  (рис. 7, з):

$$h_3 = R_{Z_{исх}} - h_{пл} \quad (23)$$

Величина пластической деформации исходной шероховатости определяется формированием фактической площади контакта инструмента с обрабатываемой поверхностью, способной воспринимать рабочую нагрузку от инструмента (ролика) при его качении или скольжении.

Фактическая площадь контакта инструмента с заготовкой с учетом шероховатости исходной поверхности определяется следующей зависимостью:

$$A_r = A_a \frac{t_{мисх}}{100} \left( \frac{h_{пл}}{R_{рисх}} \right)^{v_{исх}} \quad (24)$$

где  $t_{мисх}$  – относительная длина опорной линии исходного профиля шероховатости на уровне средней линии, %;  $R_{рисх}$  – высота сглаживания исходного профиля шероховатости;  $v_{исх}$  – параметр начального участка кривой опорной линии исходного профиля шероховатости:

$$v_{исх} = \frac{t_{мисх} R_{рисх}}{50 R_{аисх}} - 1 \quad (25)$$

$A_a$  – номинальная площадь контакта инструмента с заготовкой, складывается из фронтальной площади контакта  $A_{афр}$  и площади упругого последствия  $A_{ауп}$ :

$$A_a = A_{афр} + A_{ауп} \quad (26)$$

При накатывании роликом  $R = Y_r D/2$  ( $r$  – профильный радиус ролика;  $D$  – диаметр ролика);  $S$  – подача;  $a_{пл}$  – приведенный радиус пластического отпечатка [5]

$$a_{пл} = \left( \frac{P}{\pi c \sigma_T} \right)^{0,5} \quad (27)$$

$h_{упр}$  – величина упругого восстановления;

$$h_{упр} = \frac{11}{32E} (\pi c^N \sigma_T)^{0,5} \quad (28)$$

$h_{кин}$  – глубина внедрения инструмента в обрабатываемую поверхность при качении или скольжении [1, 3, 5];

$$h_{кин} = \left( \frac{h'_{кин} R_{рисх}}{t_{мисх}} \right)^{\frac{1}{v_{исх}+1}} \quad (29)$$

где  $h'_{кин}$  – глубина внедрения инструмента без учета шероховатости, определяемая из условия равенства давлений при статическом вдавливании шарика в гладкую поверхность и при его скольжении или качении:

Откуда

$$p_{кин} = p_{ст} = \frac{1,5P(1+f^2)^{0,5}}{A} = \frac{1,5P(1-f^2)^{0,5}}{2\pi R h_{ст}} \quad (30)$$

$$h'_{кин} = \frac{\frac{11\pi R}{32E} (\pi P c \sigma_T)^{0,5} \left( 2 - \frac{180 - \arccos \frac{S - a_{пл}}{a_{пл}}}{180} \right) - \frac{P}{\pi R c \sigma_T} (1+f^2)^{0,5}}{\frac{180 - \arccos \frac{S - a_{пл}}{a_{пл}}}{180}} \quad (31)$$

где  $f$  – коэффициент трения качения или трения скольжения инструмента по обрабатываемой заготовке.

Подставляя выражение (30) в формулу (28), получим

$$h'_{кин} = \left\{ \frac{R_{рисх}^{v_{исх}} \left[ \frac{11\pi R}{32E} (\pi P c \sigma_T)^{0,5} \left( 2 - \frac{180 - \arccos \frac{S - a_{пл}}{a_{пл}}}{180} \right) - \frac{P}{\pi R c \sigma_T} (1+f^2)^{0,5} \right]}{\frac{t_{мисх} 180 - \arccos \frac{S - a_{пл}}{a_{пл}}}{18 \cdot 10^3}} \right\}^{\frac{1}{v_{исх}+1}} \quad (32)$$

Фактическая площадь контакта из условия несущей способности упрочненной шероховатости при ППД определяется равенством

$$A_r = \frac{1,5(1+f^2)^{0,5} P}{c^N \sigma_T} \quad (33)$$

поэтому, решая совместно уравнения (26), (33) и (24), получим

$$h_{\text{цл}} = R_{\text{риск}} \times \left\{ \frac{150P(1+f^2)^{0,5}}{\pi R t_{\text{миск}} c^N \sigma_T \left[ \frac{180 - \arccos \frac{S - a_{\text{пл}}}{a_{\text{пл}}}}{180} \right] (h_{\text{киц}} - h_{\text{уп}}) - 2h_{\text{уп}}} \right\}^{\frac{1}{v_{\text{иск}} + 1}} \quad (34)$$

Остаточная высота исходного профиля шероховатости

$$h_3 = R_{\text{иск}} - R_{\text{риск}} \times \left\{ \frac{150P(1+f^2)^{0,5}}{\pi R t_{\text{миск}} c^N \sigma_T \left[ \frac{180 - \arccos \frac{S - a_{\text{пл}}}{a_{\text{пл}}}}{180} \right] (h_{\text{киц}} - h_{\text{уп}}) - 2h_{\text{уп}}} \right\}^{\frac{1}{v_{\text{иск}} + 1}} \quad (35)$$

В соответствии с данными работ [3, 5] давления в контактных зонах при механической обработке достаточно высоки – достигают нескольких ГПа. В связи с этим обрабатываемый материал плотно заполняет неровности контактных поверхностей инструмента. Следовательно, на эвольвентной поверхности зубчатого колеса полностью воспроизводится шероховатость рабочей поверхности зуба фрезы.

Таким образом, учитывая, что составляющая  $h_4$  при обработке зубом фрезы определяется высотой неровностей и профиля шероховатости на их вершине  $Rz_{bp}$ , общие уравнения будут иметь следующий вид:

$$R_z = \frac{\rho(1 - \cos \varphi)}{\cos \varphi} + \frac{\tan \varphi \tan \varphi_1 [S - \rho(\sin \varphi + \sin \varphi_1)] - \rho \tan(\cos \varphi_1 - \cos \varphi)}{\cos \gamma (\tan \varphi_1 + \tan \varphi)} + \frac{c_y S^p \rho v^{\lambda p} [HB_{\text{max}}^n t^{\lambda p} - HB_{\text{max}}^n (t \frac{Rz_{\text{иск}}}{10^3})^{\lambda p}] \left( \frac{1}{j_{\text{ст}}} + \frac{1}{j_{\text{ип ст}}} + \frac{1}{j_{\text{вар}}} \right) + \frac{0,5\rho \left( 1 - \frac{2\tau_0}{\sigma_1} \right)}{\frac{1}{\tan \varphi} + \frac{1}{\tan \varphi_1}}}{HB_{\text{сп}}^n} + Rz_{bp} \quad (36)$$

Определение параметров шероховатости  $R_a$  и  $R_{max}$  при обработке резцами, учитывая коррелированность с  $R_a$ , можно осуществлять из равенств

$$R_a = 0,2R_z, \quad (37)$$

$$R_{max} = 1,2R_z \quad (38)$$

Шаговые параметры шероховатости  $S_m$  и  $S'$  при обработке фрезой определяются подачей на зуб  $S_z$

$$S_m = 1,2S' = S_z \quad (39)$$

Эксперименты по обработке цилиндрических крупномодульных колес из конструкционной стали ( $\sigma_T = 600$  МПа) фрезами, оснащенными режущими пластинками из твердого сплава T15K6 ( $\tau_0 = 293$  МПа) с  $\gamma = 0^\circ$  проводили на постоянной скорости  $v = 2,5$  м/с при изменении жесткости технологической системы ДТСС, радиусов скругления режущей кромки  $\rho$ , глубины резания  $t$ , подачи  $S_{\text{мин}}$ , различной твердости и неоднородности  $\Delta HB$ , и исходной шероховатости  $Rz_{\text{иск}}$ . При изменении одного из технологических факторов остальные условия оставались неизменными. Так, при определении влияния подачи на параметры шероховатости эксперименты проводились на станке с  $j_{\text{омс}} = 9,8$  кН/мм А на заготовках, предварительно обработанных с  $Rz_{\text{иск}} = 40$  мкм, со средним изменением твердости в выступах и впадинах неровностей от HB 380 до HB 340 фрезами с  $\rho = 50$  мкм,  $Rz_{bp} = 0,5$  мкм при величине прпуска на сторону  $t = 0,5$  мм. После подстановки фиксированных условий в уравнение (34) получим

$$R_z = 133,11 + 435S - 500[S(1 - 0,25S)]^{0,5} + 9S^{0,6} \quad (40)$$



Данные экспериментальных исследований параметров шероховатости и расчетов по формулам (40), (2.39), (38), (39) приведены на рис. 10, и рис. 11.

Анализ полученных результатов показывает на хорошую сходимость теории с экспериментом. Особенно высокая сходимость наблюдается при малых подачах (чистовая обработка), тогда как имеющиеся до настоящего времени теоретические зависимости имеют большое расхождение с экспериментом именно при чистовой обработке. Следует отметить, что высотные параметры шероховатости незначительно изменяются при шероховатости от подачи (сплошные линии – теория, штриховые – эксперимент):

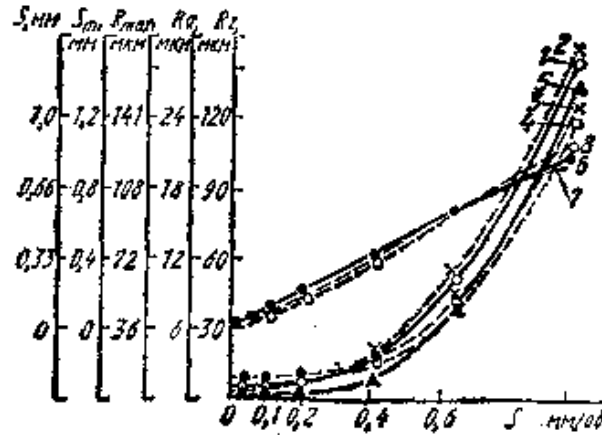


Рис. 10 – Зависимость стандартизованных параметров шероховатости от подачи (сплошные линии – теория, штриховые - эксперимент)

1 –  $R_a, R_z, R_{\max}$  (по полученным формулам); 2 –  $R_z$ ; 3 –  $R_a$ ; 4 –  $R_{\max}$ ;  
5 –  $R_z$  по формулам А.И. Исаева; 6 –  $S_m, S$  по полученным формулам; 7 –  $S_m$ ; 8 –  $S$

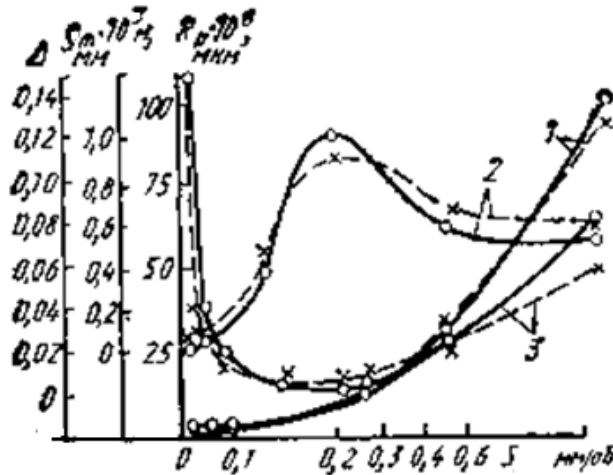


Рис. 11 – Зависимость нестандартизованных параметров шероховатости от подачи (сплошные линии – теория, штриховые – эксперимент): 1 –  $R_p$ ; 2 –  $\rho_r$ ; 3 –  $\Delta$

увеличении подачи до 0,1 мм/об, а оптимум по параметрам шероховатости, характеризующим ее несущую способность  $\rho$  и  $\Delta$ , приходится на подачи 0,1 – 0,4 мм/об.

Это говорит о нецелесообразности применения обработки фрезами с подачами менее 0,1 мм/об для обеспечения заданных параметров шероховатости.

Исследование влияния радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho$  на параметр шероховатости  $R_z$  было проведено при подачах  $S = 0,05; 0,1; 0,2$  и  $0,4$  мм/об. Остальные условия обработки оставались на том же уровне, что и в предыдущей серии экспериментов. Уравнение (40) принимает следующий вид:

для  $S_{мин} = 25$  мм/мин

$$R_z = 2 + 500(2\rho + \sqrt{4\rho - 0,0025}) + 3,11\sqrt{\rho} \quad (41)$$

для  $S_{мин} = 50$  мм/мин

$$R_z = 300 + 500(2\rho + \sqrt{4\rho^3 - 0,01}) + 3,11\sqrt{\rho} \quad (43)$$

для  $S_{мин} = 100$  мм/мин

$$R_z = 91 + 141,5\rho + 158\sqrt{2\rho - 0,1} + 3,11\sqrt{\rho} \quad (43)$$

для  $S_{мин} = 200$  мм/мин

$$R_z = 179,2 + 130\rho + 315\sqrt{2\rho - 0,1} + 3,11\sqrt{\rho} \quad (44)$$

Данные экспериментов и расчетов по полученным уравнениям приведены на рис. 12. Теоретические зависимости достоверно описывают степень влияния радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho$  на образование шероховатости. Увеличение радиуса при подачах  $S < 0,1$  мм/об приводит не к уменьшению, а к увеличению высоты образующейся шероховатости, что объясняется увеличением пластического оттеснения материала. Однако с учетом подач за оптимальное значение радиуса, с точки зрения обеспечения шероховатости поверхности, следует принимать  $\rho = 0,02$  мм.

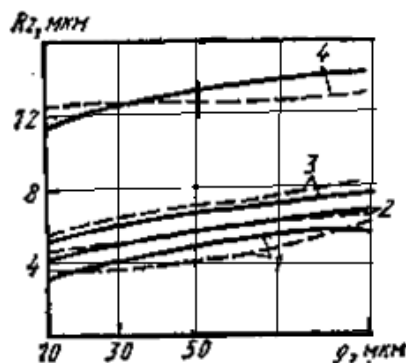


Рис. 12 – Зависимость параметра шероховатости  $R_z$  от радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho$  (а) для следующих значений  $S_0$ , мм/об: 1 – 0,05; 2 – 0,1; 3 – 0,2; 4 – 0,4 (сплошные линии – теория, штриховые – эксперимент)

Определенный интерес представляет экспериментальная проверка теоретической зависимости, описывающей влияние радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho$  на образование шероховатости. Экспериментальная проверка была проведена при тех же условиях, что и предыдущая серия экспериментов, только радиус скругления режущей кромки изменялся:  $\rho = 20; 30; 40; 100$  мкм. Исходя из этих условий, уравнения (41), (42), (43), (44) примут вид

$$R_z = k_0 + 11,5\sqrt{10^{-3}\rho} \quad (45)$$

Значения  $k_0$  для различных подач приведены ниже:

$S_{мин}$ , мм/мин	25,0	50,0	100,0	200,0
$k_0$	2,0	3,2	4,05	10,4

Результаты расчетов по формуле (45) и данные экспериментов, приведенные на рис. 12, б, показывают, что увеличение радиуса скругления режущей кромки приводит к увеличению параметров шероховатости. Также представляет интерес явление технологической наследственности, проявляемое при образовании шероховатости через

неоднородную твердость и исходную шероховатость и ее отражение в полученных теоретических зависимостях. Эксперименты по определению связи шероховатости с глубиной срезаемого слоя при разных значениях неоднородной твердости  $\Delta HB$  (0; 10; 30) проводили при подаче  $S_{мин}=25,0$  мм/мин и  $p = 50$  мкм, остальные условия обработки оставались такими же, как и в предыдущих экспериментах. Формула (45) имеет вид

$$R_z = 4,41 + 16,04\{k[t^{0,9} - (t - 0,04)^{0,9}]\} \quad (46)$$

где  $k$  – коэффициент, характеризующий влияние неоднородной твердости на образующуюся шероховатость (при  $\Delta HB$ , равном 0, 10 и 30, коэффициент  $k$  принимает соответственно значения 1, 1,07 и 1,22).

Данные расчетов и экспериментов приведены на рис. 13 и рис. 14. Анализ полученных результатов показывает на неудовлетворительную сходимость теории с экспериментом, а также на неоднозначное влияние глубины резания на параметр шероховатости  $R_z$ . Так, при  $\Delta HB=0$  увеличение глубины резания приводит к росту образующейся шероховатости поверхности, с увеличением неоднородной твердости глубина резания оказывает все большее значение на параметр  $R_z$ .

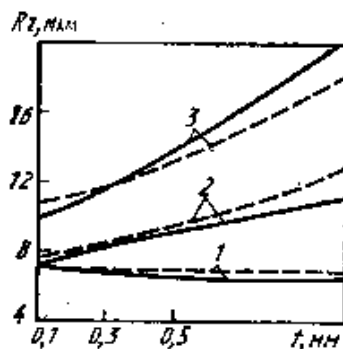


Рис.13 – Зависимость параметра шероховатости  $R_a$  от глубины резания (сплошные линии – теория, штриховые – эксперимент) при значениях  $\Delta HB$ : 1 – 10; 2 – 20; 3 – 30

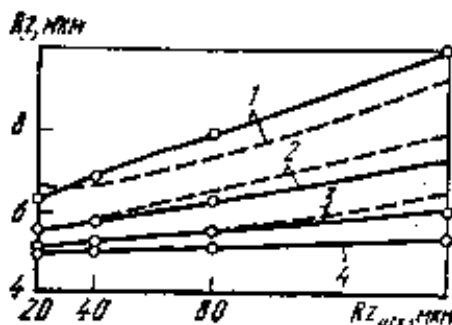


Рис. 14 – Зависимость параметра шероховатости  $R_z$  от его исходного значения (сплошные линии – теория, штриховые – эксперимент) при значениях  $J_{ДТСС}$ , кН/мм: 1 – 4,0; 2 – 8,0; 3 – 20,0; 4 – 40,0

Теоретическое уравнение связи параметра  $R_z$  с исходным его значением  $R_{zисх}$  для  $p = 50$  мкм,  $S_{мин} = 100$  мм/мин,  $\Delta HB = 10$  и при постоянстве остальных условий имеет следующий вид:

$$R_z = 4,77 + k_1[0,574 - (0,5 - 0,001R_{zисх})^{0,9}] \quad (47)$$

Значения коэффициента  $k_1$ , характеризующего влияние жесткости динамической технологической станочной системы (ДТСС), приведены ниже:

$j_{дтсс}$ , кН/мм	5	10	20	40	
$R_z$ , мкм		26,8	13,4	6,7	3,35

Полученные результаты показывают, что исходная шероховатость поверхности оказывает значимое влияние на ее величину.

### **Выводы**

Разработанная методика расчета параметров состояния поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес позволяет в зависимости от условий их обработки с учетом эксплуатационных свойств установить взаимосвязь параметров состояния поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес с условиями их обработки с учетом системы параметров состояния поверхностного слоя, определяющих эксплуатационные свойства закаленных крупномодульных зубчатых колес. На образование шероховатости при всех методах зубообработки оказывают влияние: геометрия рабочей части зубообрабатывающего инструмента (радиус округления режущей кромки зубьев фрезы, режущего зуба фрезы, материала фрезы), кинематика встречного эллипсоидного зубофрезерования с учетом технологического коэффициента скольжения, колебательных перемещений червячной модульной фрезы относительно обрабатываемой поверхности; упругие и пластические деформации обрабатываемого материала в зоне контакта с рабочим инструментом.

Для предотвращения вредного влияния технологической наследственности на шероховатость поверхности, обработку необходимо производить на зубофрезерных станках высокой жесткости на высоких скоростях резания и подачах с учетом коэффициента формообразования поверхностного слоя, оказывающего значительное влияние на процесс формообразования поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес как при встречном так и при попутном скостном зубофрезеровании.

**Перечень источников литературы:** 1. Демкин, Н. Б. Контактное состояние шероховатых поверхностей / Н. Б. Демкин. – М., 1970. – 227 с. 2. Заблонский, К. И. Детали машин / К. И. Заблонский. – К.: Выща школа, 1985. – 517 с. 3. Крагельский, И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Комбалов. – М.: Машиностроение, 1977. – 525 с. 4. Соколовский, А. П. Научные основы технологии машиностроения / А. П. Соколовский. – М.; Л.: Машгиз, 1955. – 515 с. 5. Суслов, А. Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А. Г. Суслов. – М.: Машиностроение, 1987. – 208 с. 6. Ямпольский, Л. С. Оптимизация технологических процессов в гибких производственных системах / Л. С. Ямпольский, М. Н. Полищук. – К.: Техника, 1988. – 175 с. 7. Технологические особенности обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес [Текст] / Н. В. Кравцов, Ю. В. Тимофеев, А. А. Ключко [и др.]; Науч. Ред.: А. А. Пермяков; ВолГТУ – Тольятти: ЗАО «ОНИКС», 2012 – 254 с., ил., табл.; - (Серия: Управление качеством технологических процессов в машиностроении / общ. ред. Ю. М. Соломенцев), ISBN 978-59903090-6-7.

Рецензент: **Клименко Г. П.**, д. т. н., проф., ДГМА

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ  
ЗАКАЛЕННЫХ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС В ЗАВИСИМОСТИ ОТ  
УСЛОВИЙ ИХ ОБРАБОТКИ

Шелковой А.Н., Мироненко Е.В., Клочко А.А., Ефремов Д.В., Клиновский А.А.

Разработана методика расчета параметров состояния поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес в зависимости от условий их обработки с учетом эксплуатационных свойств. Рассмотрены теоретические аспекты взаимосвязи параметров состояния поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес с условиями их обработки.

МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ ПАРАМЕТРІВ СТАНУ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ  
ЗАГАРТОВАНИХ КРУПНОМОДУЛЬНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС В ЗАЛЕЖНОСТІ ВІД  
УМОВ ЇХ ОБРОБКИ

Шелковий О.М., Міроненко Є.В., Клочко О.О., Єфремов Д.В., Кліновський О.О.

Розроблена методика розрахунку параметрів стану поверхневого шару загартованих крупномодульних зубчастих коліс залежно від умов їх обробки з врахуванням експлуатаційних властивостей. Розглянуті теоретичні аспекти взаємозв'язку параметрів стану поверхневого шару загартованих крупномодульних зубчастих коліс з умовами їх обробки.

METHOD OF CALCULATION OF PARAMETERS OF THE STATE OF SUPERFICIAL  
LAYER OF HARD-TEMPERED KRUPNOMODUL'NYKH OF GEAR-WHEELS IN  
DEPENDENCE ON TERMS OF THEIR TREATMENT

Shelkovoy A.N., Mironenko E.V., Klochko A.A., Efremov D.V., Klinovskiy A.A.

The method of calculation of parameters of the state of superficial layer of hard-tempered krupnomodul'nykh of gear-wheels is developed depending on the terms of their treatment taking into account operating properties. The theoretical aspects of intercommunication of parameters of the state of superficial layer of hard-tempered krupnomodul'nykh of gear-wheels are considered with the terms of their treatment.

Ключевые слова: Поверхностный слой, технологические параметры, формообразование, крупномодульные зубчатые колеса, эксплуатационные свойства, жесткость динамической технологической станочной системы

Ключові слова: Поверхневий шар, технологічні параметри, формоутворення, крупномодульні зубчасті колеса, експлуатаційні властивості, жорсткість динамічної технологічної верстатної системи

Keywords: Superficial layer, technological parameters, formoobrazovanie, krupnomodul'nye gear-wheels, operating properties, inflexibility of the dynamic technological machine-tool system

Дата надходження статті: 18 лютого 2012 р.

УДК 621.791.75

**Семенов В.М., Иванык А.В., Кассов В.Д., Заблоцкий В.К.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина  
*An.Vasilievna@gmail.com*

## **ТЕХНОЛОГИЯ РЕМОНТА ТРЕЩИН ВСТАНИНЕ НОЖНИЦ СЛЯБИНГА**

### ***Введение***

Механическое оборудование металлургических заводов работает в тяжелых условиях. Действие высоких температур, ударные и знакопеременные нагрузки приводят к быстрому исчерпанию запаса долговечности [1,2]. Так при разрезке заготовок ножницами с параллельными ножами прессового типа развиваются усилия до 20 МН. От состояния и надежности работы ножниц во многом зависит производительность слябинга в целом [3].

Иногда в результате многолетней эксплуатации на стойках станины ножниц образуются трещины, которые легко диагностируются при ревизии. Дальнейшая эксплуатация ножниц может привести к полному разрушению станины и грозит остановкой работы всего стана слябинга [4,5].

### ***Цель работы***

Целью работы является разработка рационального технологического процесса ремонтной сварки станины ножниц слябинга.

### ***Основная часть***

В результате изучения конструкции и состояния корпусов станин металлургического оборудования рассматривали различные способы исправления дефектных участков. После проработки варианты механического крепления были исключены ввиду малой их эффективности и сложности выполнения. Поэтому принят вариант исправления корпуса станины дуговой сваркой после предварительной разделки кромок газокислородным пламенем. Небольшие затраты времени при выполнении сварочных операций, несложность технологического процесса и высокая экономическая эффективность обуславливают рациональность применения данного технологического способа для устранения трещин в корпусах станин.

Разработку технологии осуществляли на образцах, позволяющих имитировать трещину в корпусе станины. Для этого использовали специальную заготовку. Металл был разделен на две части сверловкой, используя сверло диаметром 60 мм. После сверления поверхности обеих частей обрабатывали и заготовки соединяли между собой крепежными планками. С целью имитации непораженного трещинами участка станины в месте соединения на одной из сторон образца производили разделку кромок под сварку. Глубину разделки принимали равной размеру непораженного участка станины. Перед разделкой кромок на этом расстоянии засверливали отверстия диаметром 25 мм. Применяли автоматическую сварку под флюсом на режимах: напряжение дуги  $U_d = 35 - 42В$ , величина сварочного тока  $I_{св} = 800 - 850 А$ . Использовали проволоку диаметром 5 мм марки Св-08А. Со стороны противоположной шву, выполненному автоматической сваркой на образце в месте соединения двух частей производили разделку кромок газокислородной резкой под ручную дуговую сварку, также предварительно засверлив отверстия диаметром 25 мм. При выполнении этой операции с целью создания условий для качественного выполнения сварки, разделку верхней кромки производили под углом  $30^0$ , а нижней –  $10^0$  по отношению к горизонту (рис. 1). Выбор ручной дуговой сварки объяснялся тем, что условия ремонта станины – малое рабочее пространство, недостаточное для размещения кассет с проволокой, подающих механизмов. Кроме того характер трещин объемный, что создает значительные трудности в применении полуавтоматической и автоматической сварки. Перед сваркой

образца в отверстие диаметром 25 мм вставляли графитовый стержень для более качественного выполнения корня шва.

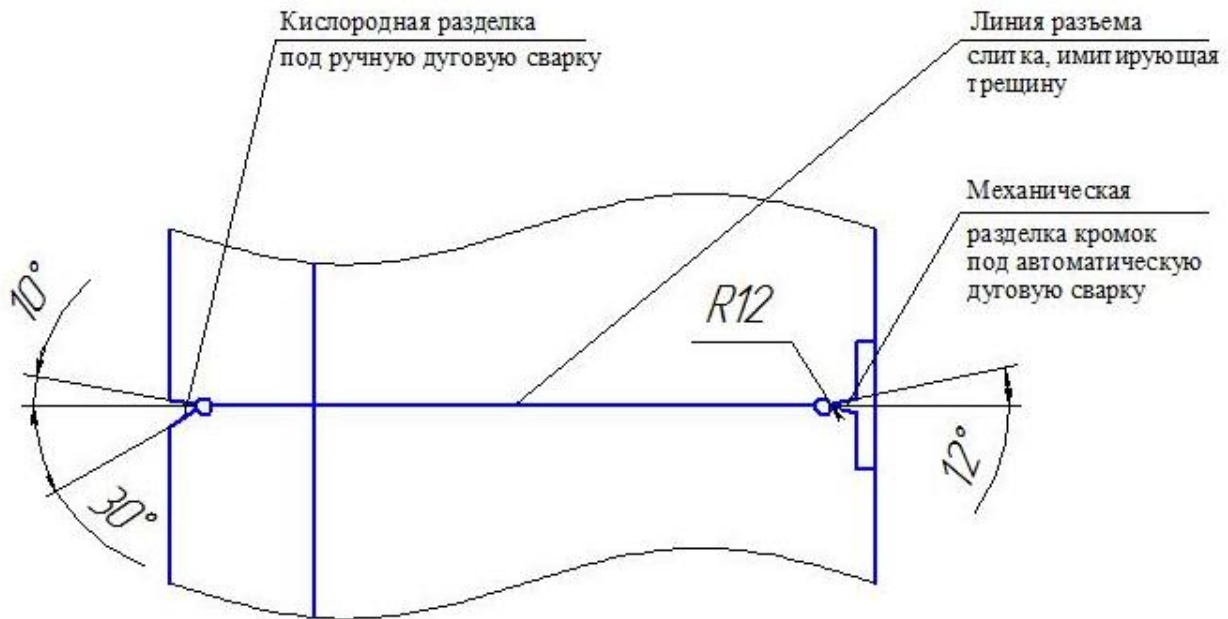


Рис. 1. Схема разделки кромок под дуговую сварку

В ходе выполнения работы проверялась правильность выбора углов разделки кромок, определялась эффективность установки графитового стержня для начала процесса. Кроме того, был выбран порядок подготовительных работ при ремонте станины, включающий также основные операции как газорезательные, сварочные и работы по зачистке швов.

Ручную дуговую сварку выполняли следующим образом. Корень стыка заваривали электродами марки УОНИ 13/45 диаметром 4 мм. Величина сварочного тока 200 А, ток постоянный обратной полярности. После наложения каждого слоя шва осуществляли зачистку поверхности от шлака и последующую проковку. Перед сваркой, а также в процессе сварки металл, прилегающий к зоне свариваемого участка, подогревали до температуры 150-200<sup>0</sup>С. Сваренный образец охлаждали на воздухе.

Сварка образца показала, что углы разделки кромок 30<sup>0</sup> и 10<sup>0</sup> выбраны верно и обеспечивают качественное выполнение процесса сварки. Торцевые газовые горелки, использовавшиеся при подогреве образца пригодны для подогрева станины при ее ремонте, поскольку обеспечивают равномерности нагрева металла по всей длине разделки. Начало сварки можно осуществлять на графитовом стержне. Допускается использование для этой цели также толстостенную металлическую трубу. Определено время на выполнение основных операций: газокислородной резки, сварки и зачистки швов. Таким образом, после сварки экспериментального образца были получены основные данные, необходимые для разработки технологии дуговой сварки станины.

С целью определения качества сварного соединения образца вырезали продольный и поперечный темплеты (рис.2). Серные отпечатки по Бауману (рис. 3, 4) поперечного и продольного макрошлифов показали, что в металле шва ликвации серы и фосфора не наблюдается. В металле накладки наблюдается незначительная ликвация серы.

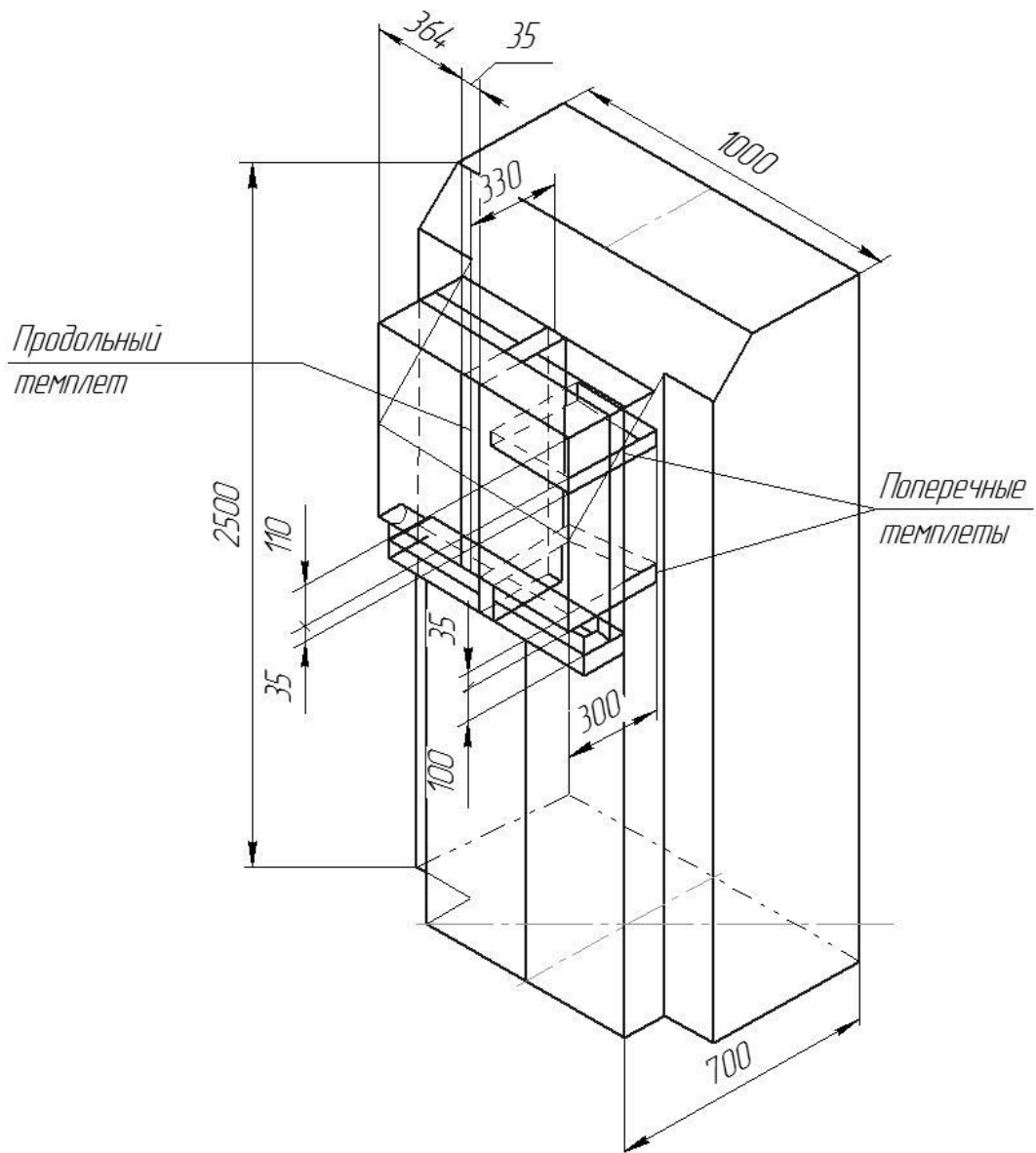


Рис. 2. Схема вырезки темплетов из сварного соединения образца

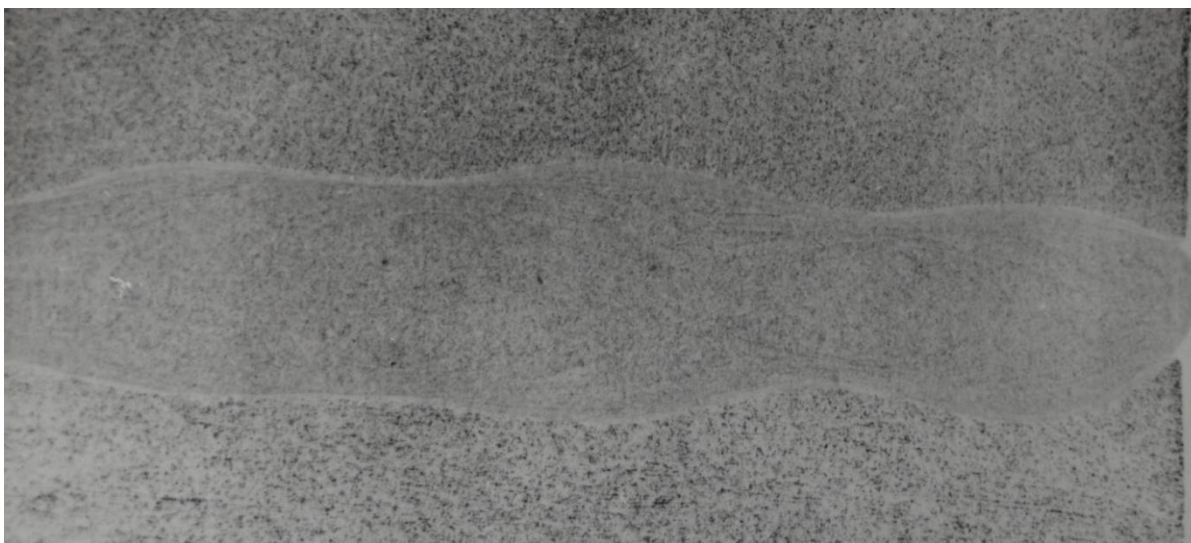


Рис. 3. Серный отпечаток по Бауману поперечного сечения сварного соединения



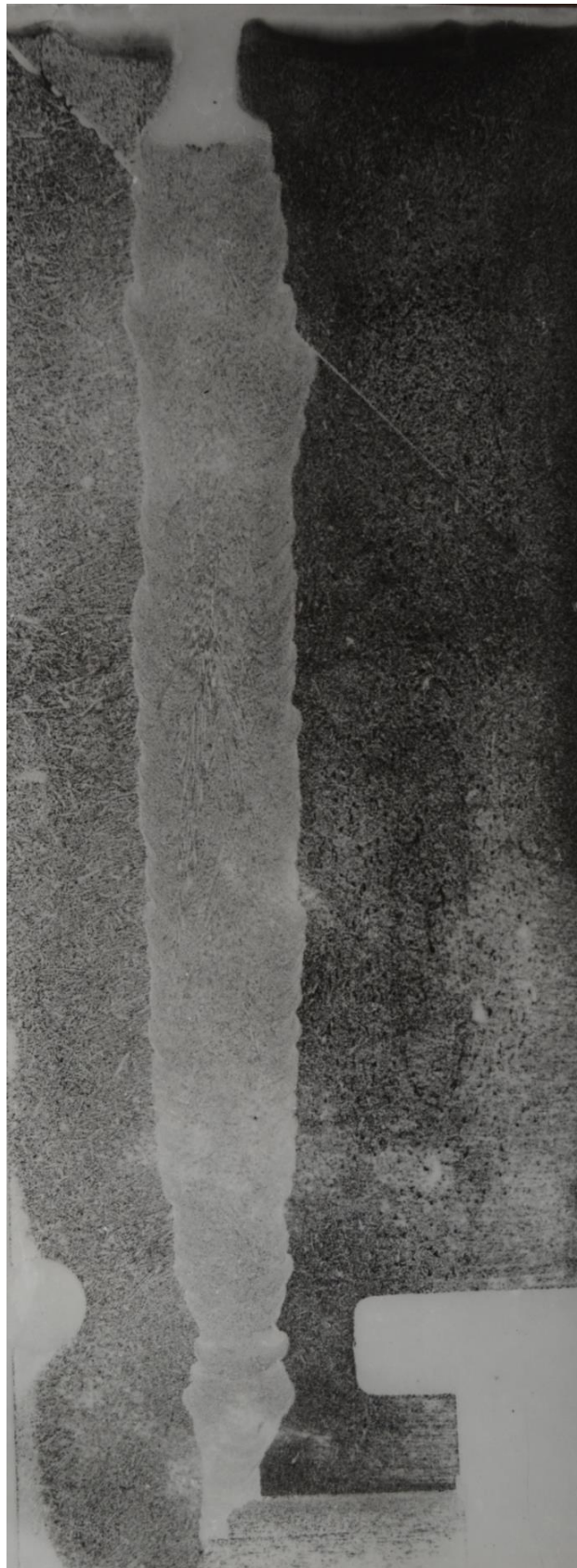


Рис. 4. Серний отпечаток продольного темплета сварного соединения

Исследования макроструктуры (рис. 5) показало, что металл сварного шва плотный. Непровары, поры, трещины отсутствуют. Ширина его в продольном темплете по всей длине равномерная.



Рис. 5. Продольный макрошлиф сварного соединения образца

В результате анализа технологии дуговой сварки был окончательно выбран вариант исправления станины ручной дуговой сваркой, не требующий длительной подготовки и исполнения. Этот способ был выбран также потому, что не создавал мощного концентрированного неравномерного нагрева, что может привести к опасности, учитывая жесткость конструкции станины, ее дальнейшего разрушения. Наконец, ручная дуговая сварка не требовала изготовления специальных индикаторов для местной термической обработки, установка которых помимо всего на корпус станины, представляла значительные трудности, вызванные особенностями конструкции станины.

#### **Выводы**

1. Рассмотрена проблема возникновения трещин в стойках станины ножниц, как одна из основных причин выхода их из строя в процессе эксплуатации, что может привести к полному разрушению станины, и грозит остановкой работы всего стана слябинга.
2. Предложен способ ремонта станины ножниц, который заключается в заварке трещин с использованием метода дуговой сварки.
3. С применением натуральных образцов исследован и разработан технологический процесс дуговой сварки применительно к исправлению стойки станины ножниц.
4. Выполнено металлографическое исследование поперечного и продольного макрошлифа сварного соединения образца. Установлено отсутствие каких-либо дефектов в шве и металле околошовной зоны.
5. В результате проведенного исследования установлено, что данный способ ремонта станины не требует ее демонтажа, имеет небольшие затраты по времени на подготовку в сравнении с другими способами, не требует проведения термической обработки и гарантирует отсутствие деформаций, способствующих разрушению станины.

**Перечень источников литературы:** 1. Кожевников С.Н. Динамика нестационарных процессов в машинах. – К.: Наукова думка, 1986. – 288 с. 2. Кравченко В.М. Техническое обслуживание и диагностика промышленного оборудования. – Донецк: Юго-Восток, 2004. – 504 с. 3. Гребник В.М. Повышение надежности металлургического оборудования / В.М. Гребник, А.В. Гордиенко, В.К. Цапко. – М.: Металлургия, 1988. – 688 с. 4. Седуш В.Я. Надежность, ремонт и монтаж металлургических машин. – К.: УМК ВО, 1992. – 368 с. 5. Целиков А.И. Надежность конструкций и механизмов / А.И. Целиков, Д.Н. Решетов, Б.А. Морозов // Вестник АН СССР. – 1974. - №12. – С. 37-42.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф., ДГМА

## ТЕХНОЛОГИЯ РЕМОНТА ТРЕЩИН В СТАНИНЕ НОЖНИЦ СЛЯБИНГА

Семенов В.М., Иванык А.В., Кассов В.Д., Заблоцкий В.К.

Приведен анализ условий работы стана слябинга. Рассмотрен такой вид дефекта стана, как образование трещин в стойках станины ножниц слябинга. Предложен способ дуговой сварки для его ремонта. Разработан технологический процесс дуговой сварки применительно к исправлению станины ножниц стана. С целью определения качества сварного соединения образца вырезаны продольный и поперечный темплеты. Выполнены серные отпечатки макрошлифов сварного соединения. Анализ результатов исследования показал отсутствие дефектов в шве и околошовной зоне, что свидетельствует о том, что выбранные режимы сварки обеспечивают равномерный провар кромок по длине и ширине стыка.

## ТЕХНОЛОГІЯ РЕМОНТУ ТРІЩИН В СТАНИНІ НОЖИЦЬ СЛЯБІНГА

Семенов В.М., Иваник Г.В., Кассов В.Д., Заблоцкий В.К.

Наведено аналіз умов роботи стану слябінга. Розглянуто такий вид дефекту стана, як утворення тріщин в стійках станини ножиць слябінга. Запропоновано спосіб дугового зварювання для його ремонту. Розроблено технологічний процес дугового зварювання для виправлення станини ножиць стану. З метою визначення якості зварного з'єднання зразка вирізані подовжній і поперечний темплеті. Виконані сірчані відбитки макрошліфів зварного з'єднання. Аналіз результатів дослідження показав відсутність дефектів у шві і біляшовній зоні, що свідчить про те, що обрані режими зварювання забезпечують рівномірний провар кромок по довжині і ширині стику.

## TECHNOLOGY FOR REPAIR OF CRACKS IN THE FRAME SCISSORS SLABBING MILL

Semenov V.M., Ivanik A.V., Kassov V.D., Zablockiy V.K.

An analysis of the conditions of the works slabbing mill. Is presented such type of defect of the camp, as the formation of cracks in the rack frame scissors slabbing mill. Is analyzed method for arc welding repair. Is proposed the technological process of arc welding in relation to fixing the bed shear mill. Is worked out in order to determine the quality of the welded joint specimen, longitudinal and transverse template. Are cutter sulfur prints macrosection weld. Are performed surveys showed no defects in the weld and heat affected zone, indicating that the selected welding modes ensure uniform penetration edges along the length and width of the joint.

Ключевые слова: Станина, трещина, ремонт, дуговая сварка, макрошлиф

Ключові слова: Станіна, тріщина, ремонт, дугове зварювання, макрошліф

Keywords: Bed, crack, repair, arc welding, macrosection

Дата надходження статті: 25 жовтня 2012 р.

УДК 621.762.047

**Грибков Э.П., Данилюк В.А., Кассов В.Д.**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

[amm@dgma.donetsk.ua](mailto:amm@dgma.donetsk.ua)

## **ИЗГОТОВЛЕНИЕ ПОРОШКОВЫХ ЛЕНТ ДЛЯ ВОССТАНОВИТЕЛЬНОЙ НАПЛАВКИ ДЕТАЛЕЙ СТАНОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ**

### ***Введение***

Долговечность деталей и рабочих органов машин определяется, прежде всего, износостойкостью материалов, из которых они изготавливаются [1]. Для упрочнения и восстановления изношенных деталей, узлов, агрегатов в металлургической, энергетической, горнодобывающей, дорожно-строительной и других областях промышленности широкое применение находят порошковые электродные материалы, отличительной особенностью которых является высокая степень механизации их производства и возможность получать наплавленный слой практически любого химического состава [2].

Разновидностью порошковых электродов являются порошковые электродные ленты, которые отличаются конструкцией оболочки, особенностями плавления и массопереноса электродного материала.

В настоящее время находят широкое промышленное применение порошковые электродные ленты различного сечения, выпускаемые по ГОСТ 26467-85, которые отличаются формой, конструктивными размерами, количеством замковых соединений, областью применения, производительностью плавления [3–5]. Для наплавки износостойких сплавов применяются в больших объемах порошковые электродные ленты, которые имеют в сечении форму, близкую к прямоугольнику. Изготавливают порошковые ленты различных размеров: толщина 2...4 мм, ширина 6...60 мм.

### ***Основная часть***

Технологический процесс прокатки порошковой электродной ленты является определяющим в формировании геометрических размеров электрода, равномерности заполнения по сечению и степени уплотнения порошкового сердечника. До настоящего времени этот процесс остается мало изученным и требует определения оптимальных параметров прокатки.

Целью работы является исследование теоретических и технологических вопросов производства порошковых электродных лент, применяемых для восстановительной наплавки деталей станочного оборудования.

Процесс изготовления порошковой ленты можно разделить на два основных этапа: подготовка смеси компонентов (сердечника и шихты) и формирование ленты прокаткой на стане. Подготовка компонентов включает дробление, помол и рассев на фракции. Приготовление смеси компонентов предусматривает расчет оптимального состава, взвешивание и смешивание.

Известны различные технологические схемы производства порошковых электродных лент для наплавки износостойких сплавов методами прокатки (рис. 1), состоящие из следующих основных операций: профилирование оболочки требуемой формы; введение компонентов в профилированную оболочку; обеспечение необходимого замкового соединения; уплотнение путем совместного обжатия оболочки и сердечника порошковой ленты.

Каждая из указанных операций требует выполнения соответствующих условий. При профилировании и уплотнении требуется определенная прочность металла оболочки. Прочность обеспечивается химическим составом металла, конструктивными размерами исходной ленты. На прочность также оказывает влияние сложность профиля оболочки. Выполнение этих требований частично возможно за счет выбора схемы прокатки, использования приводных профилирующих роликов или без привода. Как правило, при изготовлении порошковых лент методом прокатки все металлические ленты удовлетворяют этим условиям.

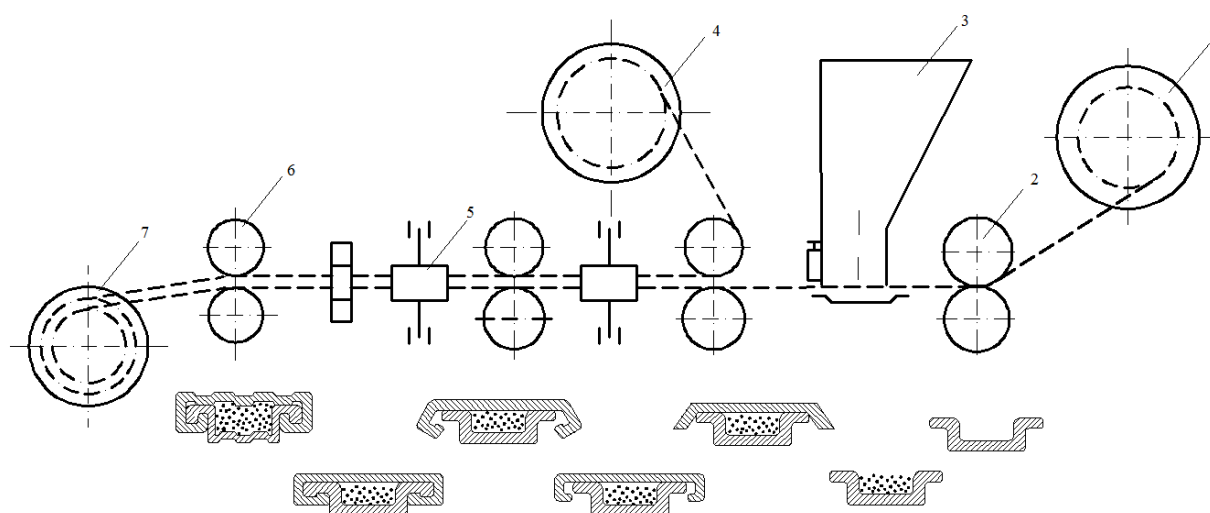


Рис. 1 – Технологическая схема прокатки и профилирования порошковой электродной ленты на стане: 1, 4, 7 – кассеты; 2, 5 – профилирующие ролики; 3 – дозатор; 6 – уплотняющие валки

Одним из этапов технологического процесса изготовления порошковых электродных лент является получение гнутых профилей на профилегибочных агрегатах. Процесс формирования требуемого профиля осуществляется прокаткой на специальных профилегибочных агрегатах и заключается в постепенном изменении формы сечения при прохождении через несколько пар вращающихся фигурных роликов. Число пар роликов, необходимое для изготовления гнутого профиля, зависит от сложности его конфигурации.

Одним из способов получения порошковых электродных лент является плющение порошковых проволок путем прокатки последней между вращающимися цилиндрическими рабочими валками (рис. 2). По сравнению с круглыми порошковыми проволоками проволоки плоской формы (плющенки) имеют следующие преимущества: возможность прокатки трубчатой заготовки с порошковым наполнителем гладкими цилиндрическими роликами. Это обеспечивает уплотнение порошка сердечника при значительно меньшей пластичности оболочки ленты. Кроме того, обеспечивается надежность подачи порошковой плющенки необходимых параметров и более точное направление ее в зону горения дуги. Конструкция порошковой плющенки обеспечивает более благоприятные температурные условия сердечника в процессе нагрева и плавления порошковой плющенки.

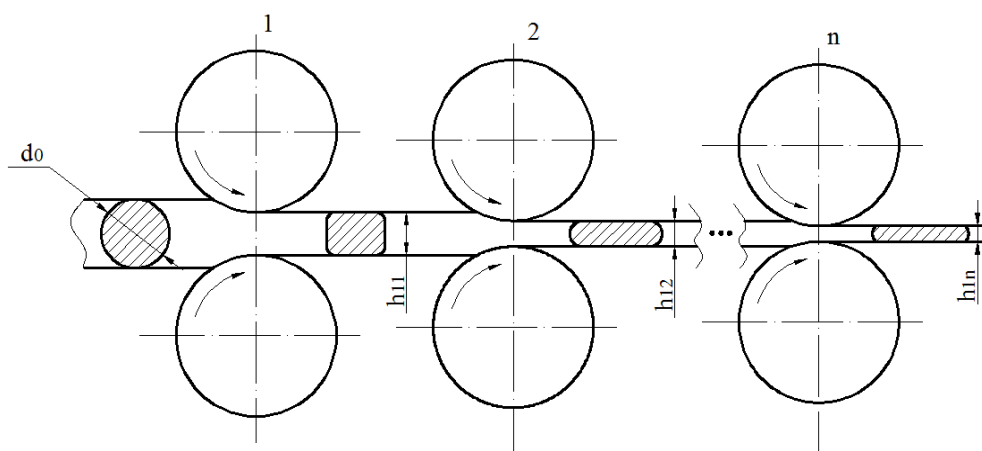


Рис. 2 – Технологическая схема процесса плющения

Технология процесса плющения имеет несколько характерных особенностей по сравнению с процессом прокатки электродных лент. Одна из таких особенностей заключается в

том, что при плющении преобладающим является течение металла в поперечном направлении. Поэтому необходимость обеспечить при плющении большее уширение, а не вытяжку требует выбирать величину натяжений минимальной и достаточной только для устойчивого положения ленты на промежуточных опорных роликах и роликах – регуляторов скорости. Еще одна особенность плющения – это высокие требования к точности геометрических параметров (разнотолщинность по длине, ширина) и к форме поверхности плющенных лент [6].

Расчетная схема очага деформации при плющении порошковой проволоки (рис. 3) предопределяет использование ряда допущений: рассматривается процесс плющения порошковой проволоки в монометаллической оболочке, причем пластическая деформация оболочки отсутствует.

Процесс деформации в этом случае представляет собой уплотнение порошкового материала в закрытой матрице без трения, при этом величина нормальных контактных и нормальных осевых напряжений определяется соотношениями вида [7]:

$$p_{xizj} = \frac{\sigma_{sxizj}}{3} \sqrt{\frac{(1 + 4\alpha_{xizj})\beta_{xizj}}{\alpha_{xizj}}}; \quad (1)$$

$$\sigma_{xizj} = \frac{(1 - 2\alpha_{xizj})p_{xizj}}{(1 + 4\alpha_{xizj})}, \quad (2)$$

где  $\alpha_{xizj}$ ,  $\beta_{xizj}$  – переменные по длине очага деформации коэффициенты, учитывающие специфику прокатки именно порошкового материала;

$\sigma_{sxizj}$  – текущее значение предела текучести твердой фазы порошковой композиции.

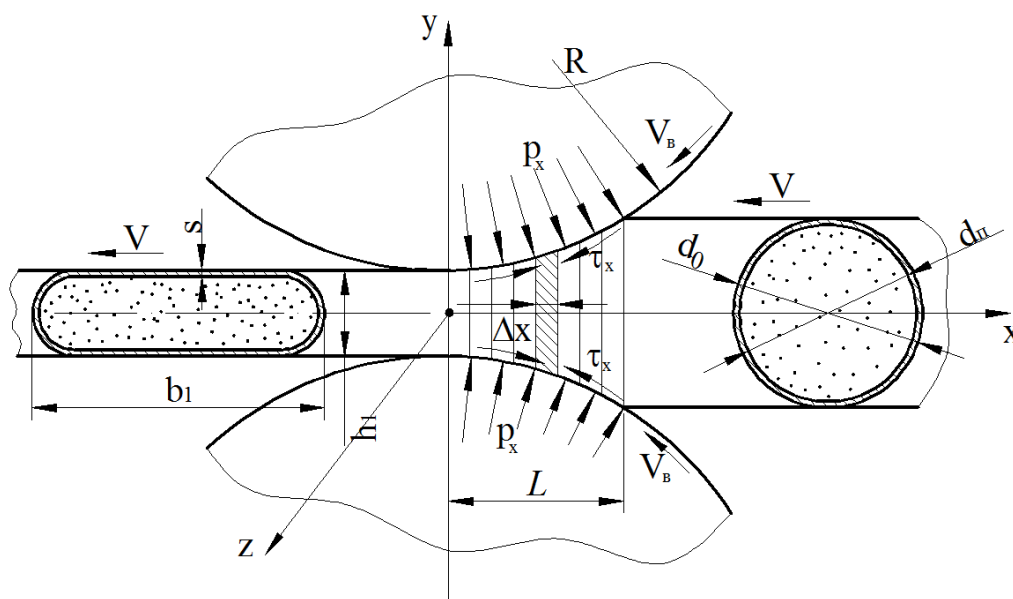


Рис. 3 – Расчетная схема очага деформации при реализации процесса плющения порошковой проволоки

В процессе прокатки необходимо выполнить следующие требования: компоненты сердечника должны уплотняться и не высыпаться из оболочки при плавлении порошковой ленты, а также должно обеспечиваться постоянство толщины оболочки и размеров частиц компонентов [8]. Поэтому необходимо знать кинетику уплотнения и напряжения, которые возникают при прокатке порошкообразных компонентов в оболочке, а также величину уплотняющей силы прокатки. Это позволит назначить оптимальный технологический режим прокатки порошковой электродной ленты.

Работой [9] рекомендуется послойная засыпка компонентов (рис. 4) с предварительным уплотнением предыдущего слоя перед засыпкой последующего для обеспечения более высокого значения коэффициента заполнения порошковой электродной ленты (рис. 5).

Технические условия стандарта ГОСТ 26467-85, который распространяется на порошковую ленту, предназначенную для дуговой механизированной наплавки, включают предельные отклонения, позволяющие с помощью вероятностных методов расчета определять необходимую исходную толщину порошкового сердечника при заданных конечной относительной плотности порошка, результирующих толщин порошковой ленты и исходной толщины материала оболочки для получения заданного типоразмера порошковой ленты.

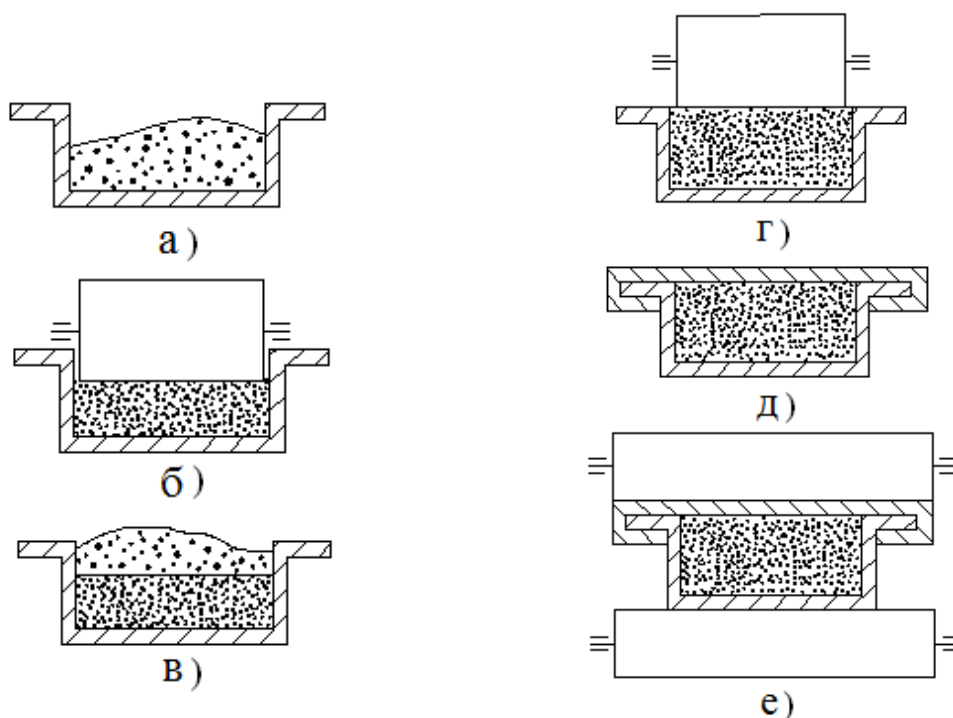


Рис. 4 – Технологическая схема формирования порошковой электродной ленты: а) засыпка слоя шихты в оболочку; б) уплотнение слоя шихты роликом; в) засыпка слоя шихты; г) уплотнение шихты роликом; д) завальцовка замков; е) уплотнение шихты путем прокатки порошковой ленты в двухвалковой клети

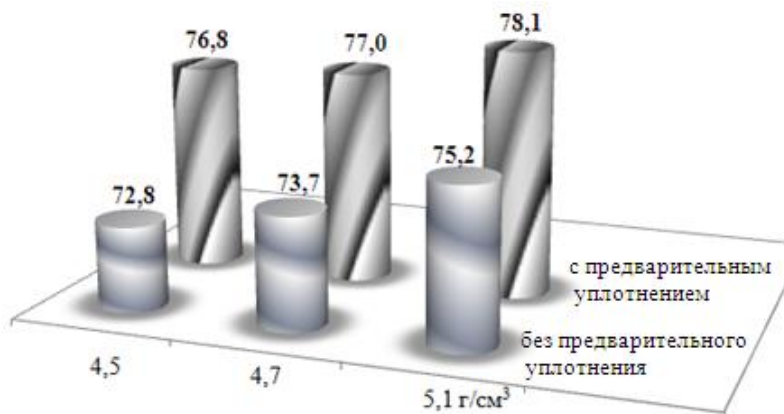


Рис. 5. Влияние предварительного уплотнения шихты на коэффициент заполнения порошковой ленты (%) при различном насыпном весе (г/см³)

Данный технологический прием позволяет получать беспористый наплавленный слой. При остаточной пористости, отрицательно влияющей на прочность закрепления, возможно окисление поверхности и выстлание на поверхности матрицы релита. Рост пористости от

0,2 до 5% вызывает значительное (в 1,5...2 раза) падение износостойкости. Установлено, что послойную засыпку необходимо проводить таким образом, чтобы по сечению порошковой ленты происходило программированное изменение формы частиц релита от осколочной нерегулярной в нижнем слое до сферической в верхнем слое.

### **Выводы**

Электродуговая наплавка с применением порошковых лент, получаемых методами прокатки или плющения, является одним из известных и широко применяемых способов нанесения износостойких сплавов, в частности, для восстановительной наплавки деталей станочного оборудования. Разработана математическая модель напряженно-деформированного состояния при плющении порошковой проволоки, которая учитывает реальный характер распределений геометрических параметров и механических свойств по длине очага деформации, позволяющая прогнозировать и оптимизировать параметры электродного материала, определяющие эффективность последующих наплавочных операций.

Уплотнение порошкового сердечника в оболочке методом прокатки является необходимой технологической операцией при производстве порошковой ленты и оказывает влияние на её сварочно-технологические свойства. Поэтому предложена такая технология изготовления ленты, которая позволяет обеспечения высокого значения относительной плотности порошковой электродной ленты, равномерное расположение частиц порошкообразных компонентов по сечению оболочки, увеличивает их количество и снижает пористость сердечника.

**Перечень источников литературы:** 1. Когаев В. П. Прочность и износостойкость деталей машин / В. П. Когаев, Ю. Н. Дроздов. – М. : Высшая школа, 1991. – 319 с. 2. Наплавочные порошковые ленты и проволоки. Справочник / П. В. Гладкий, И. А. Кондратьев, В. И. Юматова, А. П. Жудра. – К. : Техніка, 1991.– 36 с. 3. Юзвенко Ю.А. Порошковая электродная лента / Ю. А. Юзвенко // Автоматическая сварка. – 1960. – № 9. – С. 86–87. 4. Чигарев В. В. Износостойкая наплавка порошковой лентой / В. В. Чигарев, А. Г. Белик, Т. Н. Филиппенко // Сборник научных работ национального университета кораблестроения. – 2009. – № 3. – С. 168–175. 5. Рябцев И. А., Кусков Ю. М. Наплавочные материалы для механизированных способов дуговой наплавки / Сварка и родственные процессы в промышленности // Доклады 2-го научно-технического семинара (17 апреля 2007 г., г. Киев, Украина). – К. : Экотехнология, 2007. – С. 24–30. 6. Бричко Г. А. Анализ геометрических параметров плющенной ленты / Г. А. Бричко // Метизное производство. – 1972. – № 1. – С. 102–105. 7. Штибен В. Ф. Математическое моделирование напряженно-деформированного состояния при прокатке порошковых материалов на металлической подложке / В. Ф. Штибен, Ю. А. Воробьев, Э. П. Грибков // В сб. науч. статей. Выпуск 4. – Краматорск, 1998. – С. 123–128. 8. Чигарев В. В. Особенности наплавки композиционного сплава порошковым ленточным электродом / В. В. Чигарев. – Металл и литье Украины. – 2005. – № 7–8. – С. 70–72. 9. Чигарев В. В. Производство и применение порошковых электродных лент для наплавки износостойких сплавов / В. В. Чигарев. – Автоматизированная сварка. – 1994. – № 2. – С. 51–52.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА



## ВИГОТОВЛЕННЯ ПОРОШКОВИХ СТРІЧОК ДЛЯ ВІДНОВНОГО НАПЛАВЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ВЕРСТАТНОГО УСТАТКУВАННЯ

Грибков Е.П., Данилюк В.О., Кассов В.Д.

У даній роботі розроблено математично модель напружено-деформованого стану при плющенні порошкового дроту, яка враховує реальний характер розподілів геометричних параметрів і механічних властивостей по довжині осередку деформації, що дозволяє прогнозувати і оптимізувати параметри електродного матеріалу, які визначають ефективність подальших наплавлювальних операцій. А також запропонована технологія виготовлення стрічки, яка полягає в послойній засипці шарів порошкового сердечника з попереднім ущільненням попереднього шару порошку перед засипкою подальшого, що дозволяє забезпечити високе значення відносної щільності порошкової електродної стрічки.

## ИЗГОТОВЛЕНИЕ ПОРОШКОВЫХ ЛЕНТ ДЛЯ ВОССТАНОВИТЕЛЬНОЙ НАПЛАВКИ ДЕТАЛЕЙ СТАНОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Грибков Э.П., Данилюк В.А., Кассов В.Д.

В данной работе разработана математическая модель напряженно-деформированного состояния при плющении порошковой проволоки, которая учитывает реальный характер распределений геометрических параметров и механических свойств по длине очага деформации, позволяющая прогнозировать и оптимизировать параметры электродного материала, определяющие эффективность последующих наплавочных операций. А также предложена технология изготовления ленты, которая заключается в послойной засыпке слоев порошкового сердечника с предварительным уплотнением предыдущего слоя порошка перед засыпкой последующего, что позволяет обеспечить высокие значения относительной плотности порошковой электродной ленты.

## MANUFACTURING OF POWDER TAPES FOR REGENERATIVE WELDING MACHINE DETAILS

Gribkov E.P., Danilyuk V.A, Kassov V.D.

In the given work the mathematical model of the [stress-strain behavior](#) is developed at flattening a powder wire which considers real character of distributions of geometrical parameters and mechanical properties on length of the deformation center, allowing to predict and optimize the parameters of an electrode material defining efficiency subsequent welding of the operations. Also the manufacturing techniques of a tape which consist in on-layer loading layers of the powder core with preliminary consolidation a previous powder layer before loading the subsequent that allows to provide high values of relative density of a powder electrode tape are offered.

Ключевые слова: Порошковая лента, наплавка, математическая модель, плющение, слой, технология

Ключові слова: Порошкова стрічка, наплавка, математична модель, плющення, шар, технологія

Keywords: Powder tape, welding, mathematical model, flattening, layer, technology

Дата надходження статті: 13 листопада 2012 р.

УДК 669. 144.56

**Власов А.Ф.**  
ДГМА, Краматорск, Украина

## **ЭЛЕКТРОШЛАКОВОЕ КОКИЛЬНОЕ ЛИТЬЕ ДЕТАЛЕЙ ОТВЕТСТВЕННОГО НАЗНАЧЕНИЯ**

### *Введение*

Одна из важнейших задач экономии ресурсов - значительное сокращение отходов производства, их дальнейшее использование для выпуска новых видов продукции. В машиностроении и металлообработке уменьшение потерь в отходы наполовину равноценно 10-ти процентному увеличению производства готового проката черных металлов [1].

Большинство стальных литых заготовок, изготавливаемых в нашей стране и за рубежом представляют собой детали сравнительно небольшого размера [2]. Как правило, их отливают в песчаные формы. Так получают более 80% общего количества отливок.

Однако при литье стали, несмотря на многолетний опыт и обилие различных специальных способов литья, не удается добиться высокого качества выплавляемого металла.

Поверхностные и внутренние дефекты, частично могут быть устранены применением металлических литейных форм (кокилей), при этом способе литья достигается направленная кристаллизация, что улучшает структуру и чистоту металла, повышает механические свойства по сравнению с литьем в землю.

Кокильное литье отличается высокой производительностью, легко поддается автоматизации и механизации.

Однако создание условий для направленной кристаллизации отливок в кокилях требует эффективного обогрева головной части отливок, для чего приходится применять песчано-глинистые прибыльные надставки, экзотермические смеси, использовать теплоизолирующие порошки и т.д.

Все это затрудняет и усложняет процесс литья. Кроме того довольно низка стойкость кокилей при литье. Применение защитных покрытий недостаточно эффективно, так как способствует возникновению в отливках поверхностных дефектов и повышает трудоемкость подготовки кокилей к заливке.

Поэтому процесс литья стали в кокиль пока не нашел широкого применения. В настоящее время на его долю приходится не более 6% общего объема стального литья в стране[3].

### *Основная часть*

Технология электрошлакового кокильного литья объединяет вместе два дополняющих друг друга способа: электрошлаковой тигельной плавки и разливки металла со шлаком в кокиль. Это позволило расширить возможности электрошлакового процесса, дало возможность создать простые и экономичные плавильные агрегаты.

На первой стадии процесса - получения жидкого металла используется принцип электрошлакового переплава (ЭШП).

Электрошлаковый переплав, разработанный в ИЭС им.Е.О.Патона на базе электрошлакового сварочного процесса стал общепризнанным методом получения высококачественных слитков из сталей и сплавов широкой номенклатуры

В процессе плавки металл электрода активно взаимодействует со шлаком в пленке металла, образующейся на оплавленном конце электрода, на поверхности контакта капель электродного металла со шлаком, а также на границе раздела шлаковой и металлической ванн[5]. В результате в переплавленном металле значительно снижается содержание вредных примесей, газов и неметаллических включений. Электрошлаковая сталь отличается высокой чистотой по сульфидным и оксидным включениям, которые существенно измельчены и равномерно распределены по высоте и сечению слитка.

Существенным преимуществом ЭШП является то, что рафинированный жидкий металл затвердевает без контакта с окружающей средой и материалом литейной формы – кристаллизатором. При ЭШП шлак является не только рафинирующей, но и защитной средой.

Отсутствие контакта жидкого металла с атмосферой при ЭШП обусловлено наличием на его поверхности жидкой шлаковой ванны, а от контакта со стенкой кристаллизатора – металл защищен образованием на его поверхности тонкого слоя шлакового гарнисажа. Благодаря этому слиток ЭШП приобретает гладкую поверхность, лишенную поверхностных дефектов.

Плотность металла ЭШП выше плотности металла открытой выплавки, что обусловлено направленным характером его затвердевания в условиях поступления тепла к металлической ванне сверху (от шлака и электродного металла) и интенсивного отвода тепла в слиток и стенку охлаждаемого кристаллизатора.

Слитки ЭШП, обладая высокой чистотой и плотностью структуры, имеют большую пластичность и вязкость по сравнению с металлом открытой выплавки. Долговечность и усталостная выносливость деталей, изготовленных из электрошлакового металла, в среднем повышается в 1,5-2 раза.

Несмотря на широкие возможности улучшения качества металла при ЭШП, этот процесс длительное время использовался только для получения слитков, предназначенных для дальнейшей горячей деформации.

Предлагаемый новый способ получения отливок – электрошлаковое кокильное литье существенно отличается от всех описанных выше методов и имеет перед ними ряд преимуществ[2].

Задачи, которые решаются с использованием технологии ЭКЛ, на каждом предприятии различны. Большинство из них применяют ЭКЛ в его традиционном виде [2]. Из отходов инструментальных и конструкционных сталей изготавливают расходные электроды, которые переплавляют в электрошлаковых тигельных печах, а полученный металл вместе со шлаком, использованным ранее при плавке, заливают в металлические кокилы. Такая технология применяется в основном для производства заготовок инструмента и сменных деталей оборудования взамен поковок и проката. Отсутствие литников и прибылей в заготовках позволяет получать высокий выход годного литья, а плотная структура и высокая чистота металла по примесям и газам обеспечивают уровень механических свойств не ниже требований ГОСТа на деформированный металл. При этом существенно снижаются припуски на механическую обработку заготовок, уменьшается трудоемкость и себестоимость изготовления деталей. С учетом снижения стоимости заготовок, полученных непосредственно из металлоотходов, общая себестоимость деталей в среднем снижается в 1,5-2 раза [4]. Важно отметить, что снижение себестоимости сочетается с повышением эксплуатационных свойств изделий.

Простота и гибкость технологии электрошлаковой тигельной плавки обеспечивает маневренность заготовительного производства, оперативный переход на нужную марку стали практически без традиционных для других плавильных процессов затрат времени на получение новых легирующих, отработку технологии их ввода.

ЭШП в отличие от ЭКЛ процесс одностадийный, так как плавление и кристаллизация металла осуществляется в одном агрегате. При ЭКЛ литейную форму (кокиль) выносят за пределы плавильного агрегата, но заполнение ее и затвердевание в ней металла происходит под слоем того же шлака, который ранее участвовал в процессе плавки.

Следовательно, при электрошлаковом кокильном литье шлак выполняет те же функции, что при ЭШП и ЭШЛ, а именно: является источником джоулевого тепла, рафинирующей средой при плавке, защищает жидкий металл от окружающей атмосферы, предотвращает его контакт с материалом литейной формы и способствует созданию в отливках плотной направленной структуры. Все это дает возможность получить методом ЭКЛ литой металл самого высокого качества без ущерба для его формообразования.

Отличие ЭКЛ от существующих методов литейного производства состоит в том, что в литейную форму подают вместе с металлом шлак. Ранее перед заливкой формы обязательно

принимались меры для отделения металла от шлака и попадание последнего вместе с металлом в форму было равнозначно получению бракованной отливки.

Это объяснялось тем, что, во-первых, печные шлаки слишком вязки; во-вторых, печные шлаки и заливаемый металл - слишком холодны, что и создавало непреодолимое препятствие для отделения шлака от металла. В результате отливка представляла собой шлакометаллическую смесь и была непригодная для использования по прямому назначению.

В футерованном тигле температура может достигать 1750...1800°C [2]. Кроме того, шлаковая ванна перемещается снизу вверх вдоль вертикальных стенок тигля таким образом, что футеровка стен контактирует сначала со шлаком, а затем и с металлическим расплавом. Следовательно огнеупор электрошлаковой тигельной печи должен иметь высокую химическую стойкость как в шлаковых, так и в металлических расплавах при высоких температурах.

По совокупности характеристик (стойкость в шлаке и металле, технологичность изготовления футеровки) наилучшими для процесса ЭКЛ являются промышленные магнезитовые огнеупоры [6]. После первой плавки на поверхности огнеупора образуется плотный термостойкий слой, который в дальнейшем не подвергается сколам, отслоениям и лишь частично подплавляется шлаком.

При ЭКЛ беспрепятственному разделению металла и шлака в литейной форме способствует высокая температура заливаемого шлака, и связанная с этим, его более высокая жидкотекучесть, а также плавный перелив расплава из тигля в кокиль [7].

В конце плавки в электрошлаковой тигельной печи выплавленный металл находится под слоем жидкого шлака. При повороте тигля в кокиль первым поступает шлак. Он покрывает поверхность носика тигля и кокиля тонким слоем гарнисажа. Следом за первой порцией шлака течет струя металла, покрытая сверху шлаком. Металл, попадая в кокиль, вытесняет шлак в верхнюю часть. Шлак по мере перемещения снизу вверх покрывает стенки кокиля гарнисажем.

После заполнения формы расплавом шлак концентрируется в верхней части и обогревает отливку в процессе кристаллизации.

Таким образом, использование жидкого перегретого шлака при ЭКЛ дает возможность отказаться от применения защитных покрытий и устройств для обогрева прибыльных частей отливок.

Режим плавки ЭКЛ выбирается в каждом конкретном случае с учетом марки применяемого сплава, типа флюса, периодичности работы печи, температуры плавильного пространства перед плавкой и условий разливки. При установившемся постоянном режиме плавки температура шлака обычно превышает температуру металла на 50...70°C.

Конструкция тигля (рис.1) зависит от условий плавки и разливки расплава и заключен в металлический кожух 1.

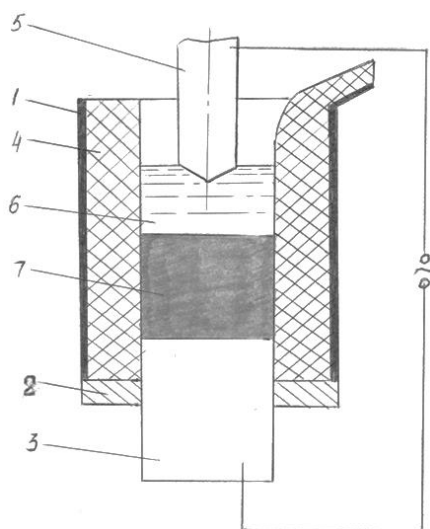


Рис. 1. Тигель электрошлакового кокильного литья

1- корпус тигля, 2- нижняя плита, 3- затравка, 4- набивка магнезитовая, 5- расходоуемый электрод, 6 - шлаковая ванна, 7- металлическая ванна

В основание кожуха, в днище тигля 2 вводится металлический электрод - затравка 3. Тигель футеруется магnezитовой набивной футеровкой 4. Через носик тигля производится заливка металла. Оптимальная скорость поворота тигля (скорость заливки) находится в пределах  $0,3 \leq \omega \leq (1,5 \div 2,5)$  об/мин.

Перед разливкой шлак дополнительно перегревается на 100...200°C для обеспечения высокой жидкотекучести и более эффективного обогрева отливки в кокиле. Поэтому в конце плавки в тиглях емкостью до 50 кг повышают напряжение переплава и разогревают шлак расходуемым электродом.

При высокой скорости поворота тигля нарушается плавность заполнения формы, металл образует вихревые потоки, которые захватывают шлак и появляется опасность образования в отливке экзогенных включений. При малых скоростях поворота тигля сначала в кокиль сливается весь шлак, а затем металл, который практически оказывается не защищен и активно взаимодействует с атмосферой. Шлак, находясь длительное время в кокиле до поступления металла, зашлаковывает отдельные участки формы, что ведет к неизбежному браку литья.

При оптимальном режиме разливки обогрев отливки шлаком предотвращает возникновение в ней закрытой усадочной раковины. В верхней части отливки образуется впадина, конфигурация которой зависит от величины усадки (марки сплава), формы отливки, высоты шлакового слоя, температуры металла и шлака. Высота шлакового слоя должна быть не меньше ширины отливки в наиболее узком месте ее верхнего торца, не менее 40...60 мм, при этом достигается минимальная глубина усадочной раковины. Дальнейшее увеличение количества шлака влияния на глубину усадочной раковины не оказывает. Размеры кокиля должны устанавливаться с учетом гарнисажа и размещения в его верхней части утепляющего шлакового слоя. Для обеспечения вытеснения шлака кокиль не должен иметь закрытых сверху полостей.

Рекомендации по разливке металла со шлаком должны уточняться в зависимости от конфигурации отливки, ее размеров, веса, марки применяемых сплавов, условий производства.

Кроме того, одним из существенных преимуществ электрошлакового кокильного литья является возможность применения в качестве расходуемых электродов отходов производства - изношенных и отбракованных деталей из дорогостоящих сталей, которые свариваются в цепочку и идут на переплав. Опыт работы ряда отечественных предприятий показывает, что используя в качестве расходуемых электродов изношенные детали и получая из них на участке ЭКЛ доброкачественные заготовки, можно добиться безотходного производства.

Для начала техпроцесса ЭКЛ применяется "жидкий" или "твердый" старт. "Жидкий" старт - это расплавление во флюсоплавильной печи флюса, который при высокой температуре заливается в тигель перед началом плавки.

Самая низкая стоимость производства ЭКЛ достигается при плавке на "твердом" старте, отливке крупных заготовок, максимальной механизации вспомогательных операций и минимальной численности обслуживающего персонала. Самая высокая стоимость получается при использовании одной установки с тиглем емкостью до 50 кг, работающей на "жидком" старте.

Целью данной работы является изучение способов получения литого металла из сталей для деталей небольшой массы и исследование возможности применения разработанного способа "твердого" старта по монофилярной схеме [9] ведения электрошлакового процесса при электрошлаковом кокильном литье в футерованном тигле.

Повышение производительности стартового периода наведения шлаковой ванны необходимого объема возможно путем применения экзотермического флюса, проводящего электрический ток в твердом состоянии. При "твердом" старте тщательно перемешанная экзотермическая смесь (механическая смесь окислы и порошка алюминия) засыпаются перед плавкой на основание тигля (затравки).

Расходуемый электрод, марка стали которого соответствует марке отливаемой заготовки, опускается в тигель и прижимает экзотермическую смесь. На поверхность экзотермической смеси насыпается порция стандартного флюса. Включается силовой трансформатор и начинается процесс плавки. В первоначальный момент наводится шлаковая ванна необходимого объема, а затем начинается плавление электрода. Расплавляемый электрод в процессе плавки плавно перемещается вниз, скорость подачи его регулируется прибором на пульте управления установки.

В конце плавки перед заливкой расплавленного металла в кокиль, с целью повышения температуры шлака и металла для увеличения их жидкотекучести, увеличивается на непродолжительное время (10...15сек) напряжение переплава.

После накопления в тигле необходимого количества металла, определяемого по метке на электроде, выключается силовой трансформатор, прекращается процесс плавки, поднимается остаток электрода в верхнее положение и одновременно включается переливное устройство. Тигель, закрепленный в раме плавильно-переливного устройства, поворачивается по радиусу на  $100^{\circ}$  и расплавленный металл совместно со шлаком переливается через воронку в литейную форму (кокиль). Делается выдержка для кристаллизации отливки и затем разбирается форма, извлекается отливка и удаляется гарнисаж. Управление и контроль за ходом процесса плавки осуществляется по приборам на пульте управления установки.

Отлитые по новой технологии заготовки базовой плиты УСП позволяют резко сократить расход металла, снизить трудоемкость механообработки, сократить долю ручного труда (рис.2).

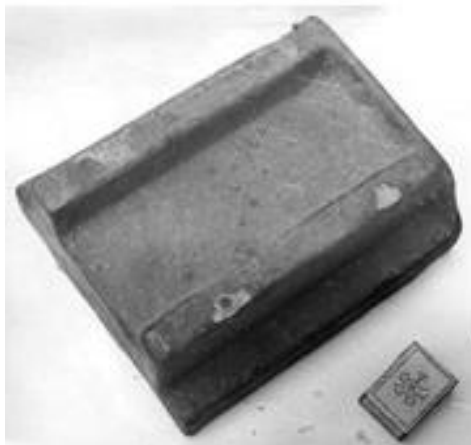


Рис. 2 . Электрошлаковая отливка заготовки базовой плиты УСП

Коэффициент использования металла отлитой ЭКЛ заготовки корпуса, повысился с 0,35 до 0,7. Себестоимость изделия как показали расчеты, резко снизилась.

В процессе отработки технологии ЭКЛ была отлита партия из 20 заготовок наконечников подбойника для Калужского завода "Трансмаш" (рис.3).

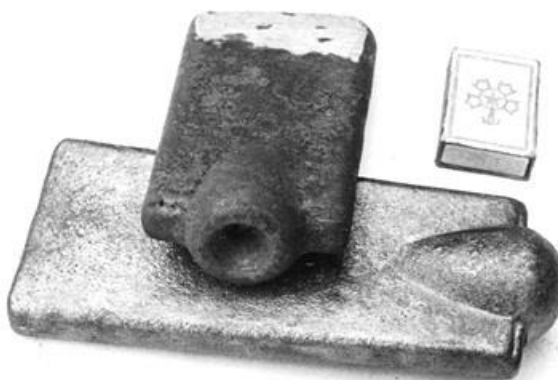


Рис.3 – Электрошлаковая кокильная отливка наконечника подбойника

Отливки, получаемые в процессе экспериментов имели гладкую поверхность без дефектов и соответствовали заданным размерам. Толщина гарнисажной корки на отливках не превышала 1,0...1,5 мм.

Результаты экспериментов подтверждают преимущества электрошлакового кокильного литья перед другими способами получения заготовок и целесообразность применения твердого старта в начальный период наведения шлаковой ванны необходимого объема (табл.1).

Таблица 1

Сравнение основных показателей ЭШЛ, кокильного литья и ЭКЛ

Наименование показателей	ЭШЛ	Кокильное литье	ЭКЛ
Сложность конфигурации отливки	–	+	+
Рафинирующая способность плавки металла	+	–	+
Возможность защиты жидкого металла от окружающей атмосферы при подаче его из плавильной зоны в зону кристаллизации без применения дополнительных устройств	+	–	+
Защита металла отливки от взаимодействия с материалом литейной формы	+	–	+
Обогрев головной части отливки без применения специальных способов и устройств	+	–	+
Чистота поверхности отливки	+	+	+
Качество литого металла	+	+	+
Производительность литья	–	+	+
Простота оборудования и оснастки	–	+	+
Энергоемкость процесса	–	+	+
Примечание: + положительная характеристика метода; – отрицательная характеристика метода			

Типовой участок ЭКЛ с его сравнительно несложным и недорогим оборудованием, занимающим небольшую площадь, может быть создан практически на любом даже небольшом предприятии, номенклатура заготовок которого удовлетворяет приведенным выше условиям. Таким образом, предприятия не имеющие своего литейного и кузнечно-прессового производства, могут наладить производство качественных и малоотходных литых заготовок.

### Выводы

1. Проведенные эксперименты подтверждают преимущества электрошлакового кокильного перед другими способами получения литых заготовок.
2. Электрошлаковое кокильное литье обеспечивает получение качественных отливок с минимальными припусками под механообработку.
3. Показана целесообразность применения "твердого" старта в начальный период наведения шлаковой ванны необходимого объема при электрошлаковом кокильном литье.

**Перечень источников литературы:** 1. Электрошлаковая технология / Б.Е.Патон, Б.И.Медовар, Г.А.Бойко.- Киев. :Наукова думка, 1988.- 208с. 2. Электрошлаковое кокильное литье. / Б.Е. Патон, Б.И.Медовар, Ю.В. Орловский.- Киев. Общество "Знание", 1982.–64 с. 3. Литье в кокиль / С.Л. Бураков и др.- М.Машиностроение, 1980, с.262-269. 4. Электрошлаковое кокильное литье на предприятиях легкой промышленности УССР/ А.В. Жалнин и др.// Проблемы спецэлектротметаллургии, 1987. -вып.1.-с.9-13. 5. Электрошлаковая тигельная плавка и разливка металла / Медо-

вар Б.И. и др. Киев: Наукова думка .-1988.-216 с. **6.** Исследование взаимодействия шлака с футеровкой тигля при электрошлаковом расплавлении металла в нем / Б.И. Медовар и др - Спецэлектрометаллургия, 1982, вып.№42, с.21-27. **7.** Физическое моделирование разлива металла вместе со шлаком из плавильного тигля в кокиль / Орловский, Ю.В. // Проблемы спецэлектрометаллургии, 1983, вып.19, с.3-11. **8.** А.с.№1200581 СССР, МКИ В 22 д, 27/02. Способ старта электрошлакового переплава /А.Ф.Власов, Г.А. Молодан, А.С Волков, В.В Бежин.В.А., Волвенко.- №3421264/25; Заявл.12.04.82. **9.** А. с. 1445217. СССР. С22 В 9/18. Способ электрошлакового переплава в футерованном тигле / А.Ф. Власов, В.И.Олейниченко, Г.А.Молодан, В.А.Жданов. – 4181590 / 02; заявл. 19.01.87.

Рецензент: **Макаренко Н.А.**, д.т.н., проф. ДДМА



## ЭЛЕКТРОШЛАКОВОЕ КОКИЛЬНОЕ ЛИТЬЕ ДЕТАЛЕЙ ОТВЕТСТВЕННОГО НАЗНАЧЕНИЯ

Власов А.Ф.

Экспериментальными методами установлено, что эффективным способом повышения качества литого металла является электрошлаковое кокильное литье. Показана целесообразность применения твердого старта в начальный период наведения шлаковой ванны необходимого объема при электрошлаковом кокильном литье с использованием экзотермических смесей, проводящих ток в твердом состоянии. Определена принципиальная возможность использования разработанного способа твердого старта по монофилярной схеме ведения электрошлакового процесса при электрошлаковом кокильном литье в футерованном тигле. Электрошлаковое кокильное литье обеспечивает получение качественных отливок с минимальными припусками под механообработку.

## ЕЛЕКТРОШЛАКОВЕ КОКІЛЬНЕ ЛИТТЯ ДЕТАЛЕЙ ВІДПОВІДАЛЬНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

Власов А.Ф.

Експериментальними методами встановлено, що ефективним способом підвищення якості литого металу є електрошлакове кокильне лиття. Показана доцільність застосування твердого старту в початковий період наведення шлакової ванни необхідного обсягу при електрошлаковому кокильному литті з використанням екзотермічних сумішей, що проводять струм у твердому стані. Визначено принципову можливість використання розробленого способу твердого старту по монофілярній схемі ведення електрошлакового процесу при електрошлаковому кокильному литті у футерованому тиглі. Електрошлакове кокильне лиття забезпечує одержання якісних виливків з мінімальними припусками під механічну обробку.

## ELECTROSLAG CHILL CASTING DETAILS FOR RESPONSIBLE APPOINTMENT.

Vlasov A.F

Experimental methods found that an effective way to improve the quality of the cast metal is electroslag chill casting. Shows the feasibility of applying solid start in the initial period of the guidance necessary slag bath required volume in electroslag chill casting using exothermic mixtures conductive solid state. Sets out a basic possibility of using method developed by the solid start to monofilyarnoy scheme of electroslag process in electroslag chill casting in lined crucible. Electroslag chill casting provides reception quality castings with minimum for machining allowances for machining.

Ключевые слова: электрошлаковое кокильное литье, "твердый" старт, экзотермическая смесь, подбойник, плита УСП.

Ключові слова: електрошлакове кокильне лиття, "твердий" старт, екзотермічна суміш, підбойник, плита УСП.

Key words: electroslag permanent mold casting, "solid" start, exothermic mixture, podboynik, plate USP.

Дата надходження статті: 31 жовтня 2012 р.

УДК 621.9

**Иванов И.Н., Соколов Р.Л.**  
ДГМА, Краматорск, Украина

## **МАГНИТНО – АБРАЗИВНОЕ ПОЛИРОВАНИЕ ПЛОСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ БАЗОВЫХ ДЕТАЛЕЙ УНИВЕРСАЛЬНЫХ СБОРНЫХ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ**

### *Введение*

Одним из перспективных методов отделочной обработки является магнитно-абразивное полирование (МАП), позволяющее на разнообразных по форме поверхностях и физико-механическим свойствам материалах получать низкие параметры шероховатости поверхности и благоприятные эксплуатационные характеристики.

Идея использования энергии магнитного поля для механической обработки деталей принадлежит Н. И. Каргалову, который в 1938 г. предложил способ обработки внутренних поверхностей труб абразивным порошком, обладающим ферромагнитными свойствами.

Сущность магнитно-абразивной обработки состоит в удалении припуска, преимущественно абразивным способом с созданием магнитного поля, непосредственно в зоне резания. В зависимости от схемы обработки роль магнитного поля заключается в формировании из магнитно-абразивного порошка абразивного инструмента, удержании его в зоне резания, создании силы резания, и в придании инструменту или заготовке рабочих движений.

В последнее десятилетие технология магнитно-абразивной обработки получила развитие во многих странах мира. В настоящее время особое внимание уделяется исследованиям магнитно-абразивной обработки поверхностей прецизионных деталей, деталей электроники, оптики и лазерной техники.

### *Основная часть*

Магнитно-абразивная обработка классифицируется по следующим признакам:

- Функциональному назначению;
- Форме обрабатываемых поверхностей;
- Типу используемого магнитного индуктора.

Магнитно-абразивную обработку относят к методам, основанным на комбинированном воздействии на заготовку электрофизических, электрохимических и механических факторов.

Магнитное поле создает электрические токи в поверхностном слое движущейся заготовки, и ее поверхность приобретает электрическую заряженность. Это активизирует электрохимические процессы на обрабатываемой поверхности и действие ПАВ, содержащихся в СОЖ, вызывает изменения структуры поверхностного слоя заготовки и его механических свойств.

В настоящей статье представлены результаты экспериментального исследования процесса магнитно-абразивного полирования плоских поверхностей базовых деталей универсальных сборных приспособлений.

Из существующих схем магнитно-абразивного полирования для проведения исследований была выбрана схема с использованием индуктора на постоянных магнитах и односторонним его расположением относительно обрабатываемой поверхности. Схема обработки представлена на рис.1.

Заготовка устанавливается и закрепляется на столе вертикально фрезерного станка. В качестве главного движения резания используется вращение индуктора, получаемое от шпинделя станка. Кроме главного движения резания заготовке сообщается движение подачи  $D_s$ , закрепляемой на столе вертикально фрезерного станка.

Силу, действующую на отдельное зерно ферромагнитного порошка, со стороны магнитного поля можно определить по следующей зависимости [3]:

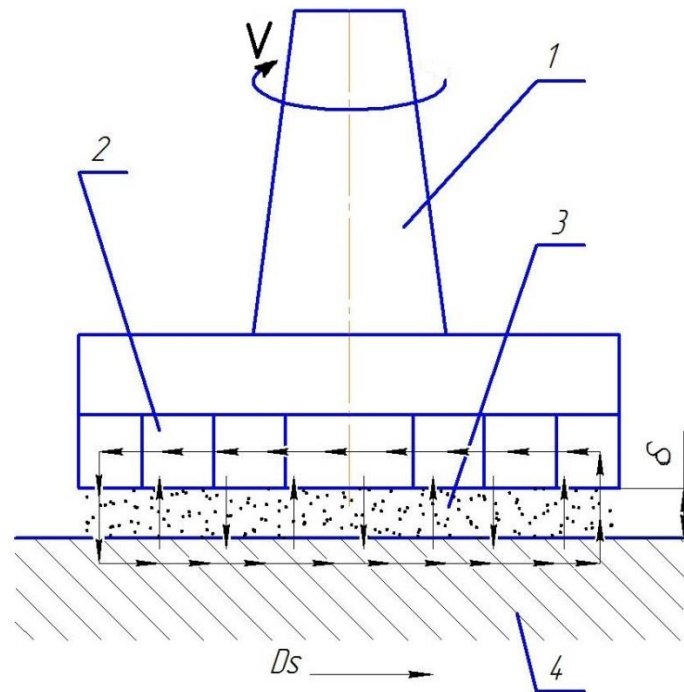


Рис.1 - Схема полирования плоскости при одностороннем расположении индуктора на постоянных магнитах относительно заготовки.

1 - корпус индуктора; 2 – магниты; 3 - абразивный порошок; 4 - заготовка.

$$F_m = (VB \text{grad} B) / \mu_0, \quad (1)$$

где:  $V$  - объем магнитной массы зерна;

$B$  – индукция;

$\text{grad} B$  – градиент магнитной индукции в точке пространства;

$\mu_0$  – магнитная проницаемость в вакууме.

Силы резания при полировании плоских поверхностей зависят от многих факторов, основными из которых являются - магнитная индукция  $B$  в рабочем зазоре (усредненное значение), размер рабочего зазора  $\delta$ , зернистость порошка  $v$ , скорость главного движения резания  $V$ , движение подачи  $D_s$  и исходный параметр шероховатости  $Ra_1$ .

Составляющие сил резания можно определить по следующим обобщенным зависимостям:

$$P_y = (48B^{4,5} v^{0,8} Ra_1^{0,2}) / (v^{0,5} D_s^{0,2} \delta^{0,4})$$

$$P_z = (616B^{0,5} D_s^{1,1} v^{0,2} Ra_1^{1,2}) / (v^{1,6} \delta^{0,8}) \quad (2)$$

$$P_x = (5600B^3 D_s^{0,8} v^{1,2} Ra_1^{0,2}) / (v^{0,6} \delta^{1,3})$$

Исследование проводилось на вертикально фрезерном станке модели 6М12П, станок имеет следующие технические характеристики:

Размер рабочей поверхности стола (длина x ширина) мм - 320 x 1250;

Наибольшее механическое перемещение стола:

продольное 700 мм; поперечное 240 мм; вертикальное 370 мм;

Мощность электродвигателей:

главного движения – 7 кВт; привода подачи – 1,7кВт.

Для проведения экспериментального исследования был выбран индуктор на постоянных магнитах типа ВИМП со следующими техническими характеристиками:

Размеры рабочей поверхности индуктора, мм –  $\phi 100$ ;

Общая площадь рабочей поверхности,  $\text{см}^2$  – 81;

Исследования проводились с целью установления взаимосвязи шероховатости обрабатываемой поверхности  $R_a$  от количества двойных ходов. В качестве исходных данных были выбраны следующие параметры: материал – сталь 20Х, количество двойных ходов изменялось от 2 до 10, исходная шероховатость материала  $R_a=1,6$  мкм. В процессе исследования постоянным являлся зазор между индуктором и заготовкой, а так же фракция зерна. Зазор был принят равным – 1,8..2 мм, фракция зерна – 0,25..0,3 мм.

Зависимость шероховатости обработанной поверхности от количества двойных ходов при постоянном зазоре и фракции зерна представлена на рисунке 2.

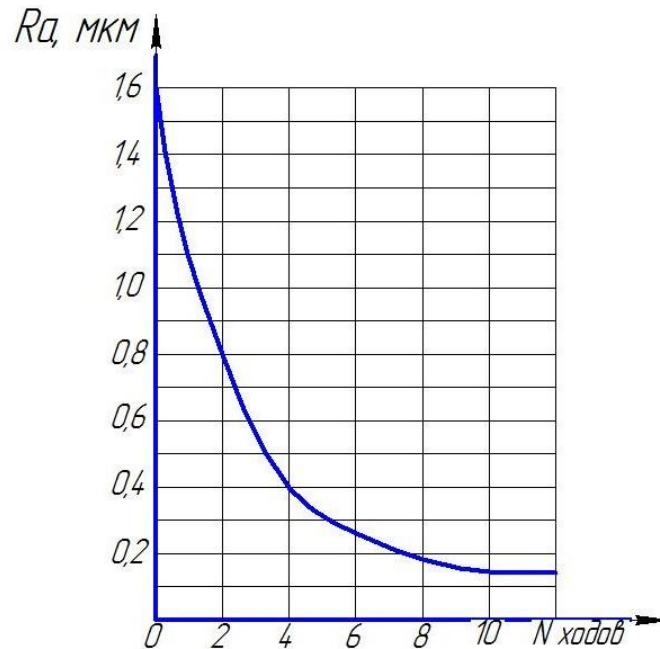


Рис.2 - Зависимость шероховатости поверхности  $R_a$  от количества двойных ходов.

#### **Выводы:**

В результате экспериментальных исследований было установлено:

- магнитно-абразивное полирование плоских поверхностей базовых деталей универсальных сборных приспособлений позволяет улучшить их шероховатость с  $R_a=1,6$  до  $R_a=0,15$  мкм;
- существенное изменение шероховатости достигается при 8-10 двойных ходах, дальнейшее их увеличение практически не влияет на её изменение;
- обработанные поверхности не шаржированы абразивными зёрнами;
- поверхностный слой заготовки после магнитно-абразивного полирования отличается от исходного изменённой структурой, фазовым и химическим составом, кристаллическим строением, что благоприятно отражается на эксплуатационных свойствах деталей.

**Перечень источников литературы:** 1. Барон Ю. М. Магнитно – абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов . Л . : Машиностроение. Ленингр. отд – ние, 1986. 264 с. 2. Барон Ю.М. Физические основы работы магнитно-абразивных материалов //В кн.: Магнитно-абразивные материалы, методы их испытания. Киев: ИПМАН УССР,1980.С.10-17. 3. Магнитно-абразивное полирование плоскостей деталей машин и приборов / Л.Н.Кравченко, Ю.М.Барон,Л.М.Кожуро,С.П.Приходько. – М.:Машиностроение, 1987. – 48с.:ил.-(Новости технологии).

Рецензент: **Мироненко.Е. В.**, д.т.н., проф., ДГМА

МАГНИТНО – АБРАЗИВНОЕ ПОЛИРОВАНИЕ ПЛОСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ БАЗОВЫХ ДЕТАЛЕЙ УНИВЕРСАЛЬНЫХ СБОРНЫХ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ

Иванов И.Н., Соколов Р.Л.

В статье рассматриваются особенности магнитно-абразивного полирования плоских поверхностей с применением индуктора на постоянных магнитах. Также было проведено исследование влияния количества двойных ходов обработки на параметр шероховатости поверхности.

МАГНІТНО – АБРАЗИВНЕ ПОЛІРУВАННЯ ПЛОСКИХ ПОВЕРХОНЬ БАЗОВИХ ДЕТАЛЕЙ УНІВЕРСАЛЬНИХ ЗБІРНИХ ПРИСТОСУВАНЬ

Іванов І.М., Соколов Р.Л.

У статті розглядаються особливості магнітно-абразивного полірування плоских поверхонь із застосуванням індуктора на постійних магнітах. Також було проведено дослідження впливу кількості подвійних ходів обробки на параметр шорсткості поверхні.

MAGNETIC - POLISHERS FLAT SURFACES BASIC PARTS OF UNIVERSAL MODULAR DEVICES

Ivanov I.N., Sokolov R.L.

The article discusses the features of magnetic abrasive polishing of flat surfaces using a permanent magnet coil. There was also a study of the effect of treatment on the strokes surface roughness parameters.

Ключевые слова: Полирование, магнит, абразив, индуктор, шероховатость.

Ключові слова: Полірування, магніт, абразив, індуктор, шорсткість.

Keywords: polishing, magnetic, abrasive, inductor, roughness.

Дата надходження статті: 21 жовтня 2012 р.

УДК 621.793

**Кравцов А.Н.**Уральский федеральный университет им. Б.Н. Ельцина,  
г.Екатеринбург, Россия**ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ПОВЕРХНОСТЕЙ  
ДЕТАЛЕЙ С ПРИМЕНЕНИЕМ ФУНКЦИОНАЛЬНО-СТОИМОСТНОГО  
АНАЛИЗА ПРИ МНОГОКРИТЕРИАЛЬНОЙ РЕГЛАМЕНТАЦИИ  
ПАРАМЕТРОВ ИХ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ****Введение**

Необходимость получения свойств, предъявленных к поверхностям деталей, выдвигает задачу обеспечения комплексных параметров состояния поверхностного слоя, как функций эксплуатации, каждая из них представляет собой совокупность отдельных параметров шероховатости, волнистости, макроотклонений и физико-механических свойств [1, 2]. В теории технологического обеспечения эксплуатационных свойств (ЭС) имеется достаточно исследований по каждому отдельному параметру состояния поверхностного слоя [3]. Но, вопрос совместного их получения рассмотрен недостаточно, что требует решения с помощью функционально-стоимостной оценки назначаемого технологического обеспечения.

**Основная часть**

Воспользуемся графической интерпретацией метода на базе двух критериального случая. Для этого в заданном пространстве выберем некоторую область Р (рис. 1) и (рис. 2). Определим, что эта область является областью регламентированных значений эксплуатационных свойств (ОРЭС). Она имеет ограничения:

$$X_i = X_{iPij \max}; X_i = X_{iPij \min}; Y_j = Y_{jPij \max}; Y_j = Y_{jPij \min}; \quad (1.1)$$

$$Z_k = Z_{kPkj \max}; Z_k = Z_{kPkj \min} \quad (1.2)$$

Далее ограничим область достижимых значений при рассматриваемом методе обработки (ОДМО) (рис. 1, б) и (рис. 2, а). Для учета разброса не регламентируемых параметров состояния поверхностного слоя, как например  $W_a = W_{a \min} \dots W_{a \max}$  функция  $J = f(Ra)$ , где  $Ra$  – регламентируемый параметр состояния поверхности, функция эксплуатации изменит свое положение от  $J_{\min} = f_2(Ra)$  до  $J_{\max} = f_1(Ra)$  (рис. 1, а) и (рис. 1, б).

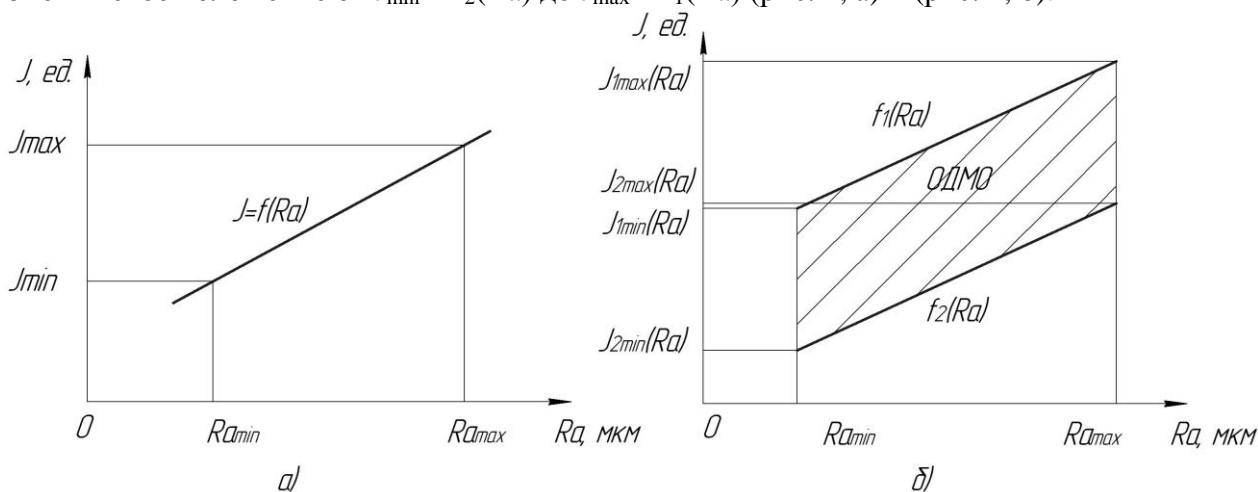


Рис. 1 - Схема построения области ОДМО при регламентации одного параметра состояния поверхностного слоя для одной функции эксплуатации

С этой целью представим зависимости, отражающие технологическое значение комплексных параметров в виде:

$$Y_j = K_{ijk} \cdot f(X_i; Z_k) \quad (2)$$

$X_i$  - значения  $i$ -го параметра, которые регламентируются и откладываются на оси абсцисс;  $Z_k$  - значения  $k$ -го параметра, которые регламентируются и откладываются на оси ординат;  $K_{ijk}$  - коэффициент, отражающий влияние не рассматриваемых  $j$  комплексных параметров при  $i$  и  $k$  регламентируемом параметре состояния поверхностного слоя.

Тогда область ОДМО ограничится функциями:

$$X_i = X_{iDij \max}; X_i = X_{iDij \min}; \quad (3.1)$$

$$Y_j = K_{ijk \max} \cdot f(X_i; Z_k); Y_j = K_{ijk \min} \cdot f(X_i; Z_k) \quad (3.2)$$

$$Z_k = Z_{kDkj \max}; Z_k = Z_{kDkj \min}; \quad (3.3)$$

Объемы ОДМО и ОРЭС определяются из выражений:

$$V_{Dijk} = (K_{ijk \max} - K_{ijk \min}) \cdot \int_{X_{iDij \min}}^{X_{iDij \max}} \left[ \int_{Z_{kDkj \min}}^{Z_{kDkj \max}} f(X_i; Z_k) dZ_k \right] dX_i \quad (4)$$

$$V_{Pijk} = (X_{iPij \max} - X_{iPij \min}) \cdot (Y_{jPij \max} - Y_{jPij \min}) \cdot (Z_{kPkj \max} - Z_{kPkj \min}) \quad (5)$$

Пересечение областей ОДМО и ОРЭС ограничит область эффективных значений ОЭМО, в которой при применении рассматриваемого метода обработки будут иметь место значения эксплуатационных свойств и параметров, определяемых регламентацией.

Назначение допусков на величины областей ОДМО, ОРЭС, ОЭМО и т.п. не имеет смысла, т.к. значения диапазонов функции эксплуатации, ограниченных этими областями, значительно (на порядок) больше чем предполагаемые значения допускаемых величин.

Объем области ЦОРЭС можно определить при помощи смешанного произведения векторов. Для этого рассмотрим области ОРЭС<sub>1</sub>, ОРЭС<sub>2</sub>, ..., ОРЭС <sub>$i$</sub> , которые образованы множествами векторов  $O_1\{a_1; b_1; c_1\}$ ,  $O_2\{a_2; b_2; c_2\}$ , ...,  $O_i\{a_i; b_i; c_i\}$  соответственно. Таким образом, объем областей ОРЭС <sub>$i$</sub>  определяется смешанным произведением векторов, которые лежат на гранях соответствующих областей ОРЭС:  $V_1 = [a_1 b_1] c_1 = (Se_1) c_1$ ;  $V_2 = [a_2 b_2] c_2 = (Se_2) c_2$ ; ... ;  $V_i = [a_i b_i] c_i = (Se_i) c_i$ . В этих выражениях  $Se_i$  – площадь параллелограмма, построенного на векторах  $a_i$  и  $b_i$  соответственно, приведенных в одну точку.

Для примера, приведенного на рис. 2, б, координаты векторов определяются так:  $a_1 = \{Wa_1; 0; 0\}$ ;  $a_2 = \{Wa_2; 0; 0\}$ ; ...;  $a_i = \{Wa_i; 0; 0\}$ ;  $b_1 = \{0; Ra_1; 0\}$ ;  $b_2 = \{0; Ra_2; 0\}$ ; ...;  $b_i = \{0; Ra_i; 0\}$ ;  $c_1 = \{0; 0; J_1\}$ ;  $c_2 = \{0; 0; J_2\}$ ; ...;  $c_i = \{0; 0; J_i\}$ . Здесь,  $J_1, \dots, J_i$  – регламентируемые значения функции эксплуатации, т.е. функции комплексного параметра, для рассматриваемых параметров состояния поверхностного слоя.

Объем областей ОРЭС <sub>$i$</sub> :





Объемы областей ОДМО<sub>i</sub> и СОДМО находятся при помощи двойных интегралов, взятых в соответствующих пределах:

$$V_1^{\max} = \int_{Ra_1^{\min}}^{Ra_1^{\max}} \left( \int_{Wa_1^{\min}}^{Wa_1^{\max}} [C_m^{\max}(Ra; Wa)] dWa \right) dRa \quad (9)$$

$$V_1^{\min} = \int_{Ra_1^{\min}}^{Ra_1^{\max}} \left( \int_{Wa_1^{\min}}^{Wa_1^{\max}} [C_m^{\min}(Ra; Wa)] dWa \right) dRa \quad (10)$$

Где,  $C_m^{\max}$  и  $C_m^{\min}$ , для задачи, приведенной на рис. 2, б:

$$C_m^{\max}_1 = (K_1 Ra)_1 + (K_2 Wa)_1 + Const_1 \quad (11)$$

$$C_m^{\min}_1 = (K_1 Ra)_1 + (K_2 Wa)_1 + Const_2 \quad (12)$$

...

$$C_m^{\max}_i = (K_i Ra)_i + (K_r Wa)_i + Const_j \quad (13)$$

$$C_m^{\min}_i = (K_i Ra)_i + (K_r Wa)_i + Const_k \quad (14)$$

Аналогичным образом находятся объемы областей ОДМО<sub>i</sub>:

$$V_i^{\max} = \int_{Ra_i^{\min}}^{Ra_i^{\max}} \left( \int_{Wa_i^{\min}}^{Wa_i^{\max}} [C_m^{\max}(Ra; Wa)] dWa \right) dRa \quad (15)$$

$$V_i^{\min} = \int_{Ra_i^{\min}}^{Ra_i^{\max}} \left( \int_{Wa_i^{\min}}^{Wa_i^{\max}} [C_m^{\min}(Ra; Wa)] dWa \right) dRa \quad (16)$$

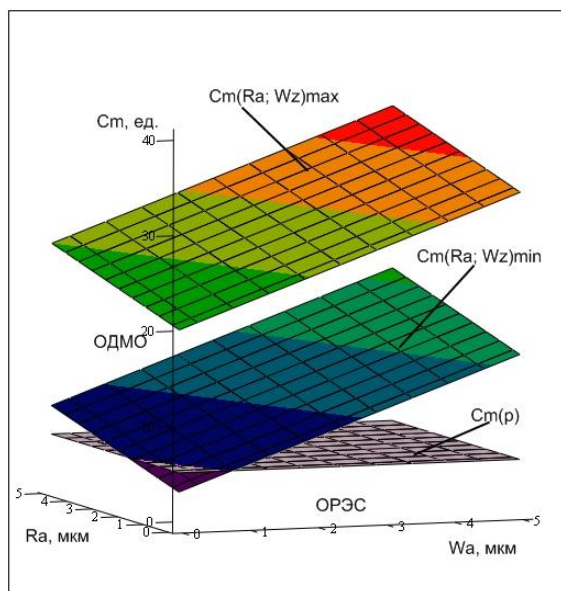
$$V^{\text{ОДМО}}_1 = V_1^{\max} - V_1^{\min} \quad (17)$$

...

$$V^{\text{ОДМО}}_i = V_i^{\max} - V_i^{\min} \quad (18)$$

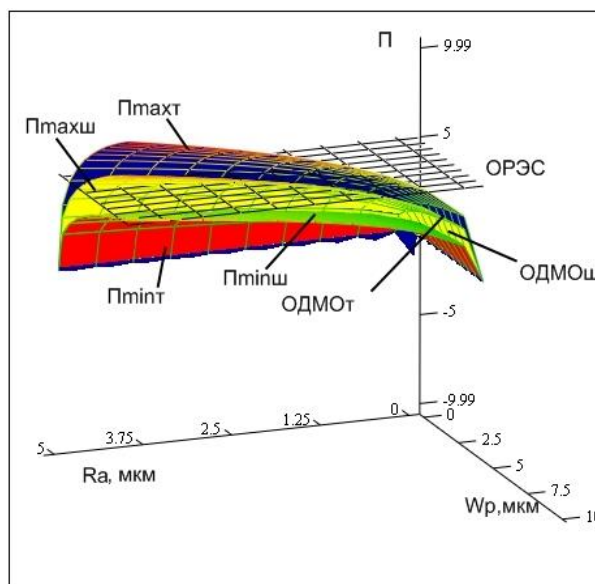
Объем области СОДМО определяется аналогично нахождению объема области ЦОРЭС в предыдущих рассуждениях:  $V^{\text{СОДМО}} = V^{\text{ОДМО}}_i - (V^{\text{ОДМО}}_1 + V^{\text{ОДМО}}_2 + \dots + V^{\text{ОДМО}}_{i-1})$ .

Рассмотрим пример построения областей ОДМО для функции комплексного параметра прочности посадок с натягом  $C_m$ , в качестве регламентируемых параметров поверхностного слоя выбраны параметры  $R_a$  и  $W_a$  (рис. 3). Параметры состояния поверхностного слоя, входящие в формулу комплексного параметра  $C_M = R_p + W_p + H_p = 2.6 \cdot R_a + W_p + 0.5H_{\max}$ , находятся в диапазонах (метод обработки - тонкое точение):  $H_{\max} = (6 \dots 40)$  мкм,  $W_p = (0,20 \dots 1,00)$  мкм,  $R_p = (0,25 \dots 2,5)$  мкм [3]. Функции комплексного параметра определяются из выражений:  $C_M^{\max} = 2.6 \cdot R_a + W_p + 0.5H_{\max}^{\max} = 2.6 \cdot R_a + W_p + 0.5 \cdot 40 = 2.6 \cdot R_a + W_p + 20$ ;  $C_M^{\min} = 2.6 \cdot R_a + W_p + 0.5H_{\max}^{\min} = 2.6 \cdot R_a + W_p + 0.5 \cdot 6 = 2.6 \cdot R_a + W_p + 3$ .



Ra, Wz, Cm

Рис. 3 - Области ОДМО и ОРЭС при регламентации двух параметров состояния поверхностного слоя ( $R_a$ ;  $W_a$ ) для обеспечения свойства прочности посадок с натягом



S, G, M, N, R

Рис. 4 - Области ОДМО и ОРЭС при регламентации двух параметров состояния поверхностного слоя ( $R_a$ ;  $W_a$ ) для обеспечения свойства несущей способности

Рассмотрим пример построения области ОДМО для функции комплексного параметра несущей способности поверхности  $\Pi$ . В качестве регламентируемых параметров состояния поверхностного слоя выберем  $R_a$  и  $W_p$  (рис. 4). Ряд методов на финишном этапе обработки поверхностей, принятых для обеспечения ее несущей способности и параметры поверхностного слоя следующие: тонкое точение:  $H_{max} = (6 \dots 40)$  мкм,  $W_p = (0,20 \dots 1,00)$  мкм,  $R_p = (0,25 \dots 2,5)$  мкм,  $K^I = (1,3 \dots 1,7)$ ; тонкое шлифование:  $H_{max} = (6 \dots 20)$  мкм,  $W_p = (0,08 \dots 0,50)$  мкм,  $R_p = (0,125 \dots 0,800)$  мкм,  $K^I = (1,2 \dots 1,5)$  [3]. Уравнения поверхностей, образующих область ОДМО:

Метод обработки – тонкое точение:

$$\Pi_{max} = \left[ \frac{2.6 \cdot R_a \cdot W_p \cdot 0.5 \cdot H_{max}^{max}}{(K^I_{max})^{0.5}} \right]^{\frac{1}{3}} = \left[ \frac{2.6 \cdot R_a \cdot W_p \cdot 0.5 \cdot 40}{(1.7)^{0.5}} \right]^{\frac{1}{3}} = 3.417 \cdot \sqrt[3]{R_a \cdot W_p} \quad (19)$$

$$\Pi_{min} = \left[ \frac{2.6 \cdot R_a \cdot W_p \cdot 0.5 \cdot H_{max}^{min}}{(K^I_{min})^{0.5}} \right]^{\frac{1}{3}} = \left[ \frac{2.6 \cdot R_a \cdot W_p \cdot 0.5 \cdot 6}{(1.3)^{0.5}} \right]^{\frac{1}{3}} = 1.898 \cdot \sqrt[3]{R_a \cdot W_p} \quad (20)$$

Метод обработки – тонкое шлифование:

$$\Pi_{max} = \left[ \frac{2.6 \cdot R_a \cdot W_p \cdot 0.5 \cdot H_{max}^{max}}{(K^I_{max})^{0.5}} \right]^{\frac{1}{3}} = \left[ \frac{2.6 \cdot R_a \cdot W_p \cdot 0.5 \cdot 20}{(1.5)^{0.5}} \right]^{\frac{1}{3}} = 2.769 \cdot \sqrt[3]{R_a \cdot W_p} \quad (21)$$

$$\Pi_{min} = \left[ \frac{2.6 \cdot R_a \cdot W_p \cdot 0.5 \cdot H_{max}^{min}}{(K^I_{min})^{0.5}} \right]^{\frac{1}{3}} = \left[ \frac{2.6 \cdot R_a \cdot W_p \cdot 0.5 \cdot 6}{(1.2)^{0.5}} \right]^{\frac{1}{3}} = 1.924 \cdot \sqrt[3]{R_a \cdot W_p} \quad (22)$$

Схема технологического обеспечения эксплуатационного свойства (несущей способности) поверхности при регламентации двух параметров состояния поверхностного

слюя приведена на рис. 4. Построение произведено при помощи математического пакета MathCad. Объем областей ОДМО:

$$\begin{aligned}
 V_{\text{ОДМО}_T} &= (3.417 - 1.898) \cdot \int_{R_a^{\min}}^{R_a^{\max}} \left( \int_{W_p^{\min}}^{W_p^{\max}} \sqrt[3]{R_a \cdot W_p} dW_p \right) dR_a = \\
 &= 1.519 \cdot \int_{R_a^{\min}}^{R_a^{\max}} \sqrt[3]{R_a} \cdot \left( \frac{3}{4} \cdot W_p^{\frac{3}{4}} \right)_{0.2}^{1.0} dR_a = 1.14 \cdot \left( 1 - 0.2^{\frac{3}{4}} \right) \int_{R_a^{\min}}^{R_a^{\max}} \sqrt[3]{R_a} dR_a = \\
 &= 0.799 \cdot \int_{R_a^{\min}}^{R_a^{\max}} \sqrt[3]{R_a} dR_a = 0.799 \cdot \frac{3}{4} \cdot \left( (R_a^{\max})^{\frac{3}{4}} - (R_a^{\min})^{\frac{3}{4}} \right) = 0.599 \cdot \left( 0.8^{\frac{3}{4}} - 0.1^{\frac{3}{4}} \right) = \\
 &= 0.40(\text{ед.})
 \end{aligned} \tag{23}$$

$$\begin{aligned}
 V_{\text{ДМШ}} &= (2.769 - 1.924) \cdot \int_{R_a^{\min}}^{R_a^{\max}} \left( \int_{W_p^{\min}}^{W_p^{\max}} \sqrt[3]{R_a \cdot W_p} dW_p \right) dR_a = \\
 &= 0.845 \cdot \int_{R_a^{\min}}^{R_a^{\max}} \sqrt[3]{R_a} \cdot \left( \frac{3}{4} \cdot W_p^{\frac{3}{4}} \right)_{0.08}^{0.50} dR_a = 0.634 \cdot \left( 0.50^{\frac{3}{4}} - 0.08^{\frac{3}{4}} \right) \int_{R_a^{\min}}^{R_a^{\max}} \sqrt[3]{R_a} dR_a = \\
 &= 0.281 \cdot \int_{R_a^{\min}}^{R_a^{\max}} \sqrt[3]{R_a} dR_a = 0.281 \cdot \frac{3}{4} \cdot \left( (R_a^{\max})^{\frac{3}{4}} - (R_a^{\min})^{\frac{3}{4}} \right) = 0.211 \cdot \left( 0.25^{\frac{3}{4}} - 0.05^{\frac{3}{4}} \right) = \\
 &= 0.052(\text{ед.})
 \end{aligned} \tag{24}$$

Объем области ОРЭС:  $V_{\text{ОРЭС}} = (R_a^{\max} - R_a^{\min}) \cdot (W_p^{\max} - W_p^{\min}) \cdot \Pi = (0.8 - 0.05) \cdot (1.00 - 0.08) \cdot 5.23 = 0.75 \cdot 0.92 \cdot 5.23 = 3.61$  (ед.). Объем областей ОЭМО:  $V_{\text{ОЭМО}_T} = V_{\text{ОРЭС}} - V_{\text{ОДМО}_T} = 3.61 - 0.40 = 3.21$  (ед.);  $V_{\text{ОЭМО}_Ш} = V_{\text{ОРЭС}} - V_{\text{ОДМО}_Ш} = 3.610 - 0.052 = 3.558$  (ед.).

При решении задачи технологического обеспечения эксплуатационных свойств поверхности и выше проведенных расчетов объемов областей ОЭМО, можно утверждать что, приоритетным методом, обеспечивающим заданные эксплуатационные свойства на финишном этапе обработки является тонкое шлифование.

Нахождение наиболее оптимального варианта на стадии подготовки производства является задачей, которая эффективно решается с применением принципов функционально-стоимостного анализа (ФСА). Под ФСА понимают метод системного исследования функций объекта, направленный на минимизацию затрат в сферах проектирования, производства и эксплуатации. Рассмотрим вопрос с позиций технологического обеспечения качества обработки контактирующих поверхностей деталей блочно-модульных инструментов. При такой постановке задачи конструкторско-расчетные значения комплексных параметров состояния выступают в качестве функции эксплуатации [1].

Степень производственных затрат, в значительной мере, определится выбранным методом обработки, трудоемкостью и оснащением, используемом при его применении. Уровень регламентации параметров качества поверхности, назначаемых в процессе проектирования деталей, предназначен обеспечить эксплуатационные свойства поверхностей и как следствие изделия в целом.

Используя системный подход, введем в систему  $X_i Y_i Z_k$  ось затрат  $C$ . Построим зависимости затрат от параметров состояния поверхностного слоя  $X_i, Z_k$  (рис. 2, а).

$$C = F_j(X_i; Z_k) \tag{25}$$

Проецирование экстремумов  $X_i, Z_k$  из области ОЭМО на ось затрат (рис. 2, а) ограничит максимум и минимум издержек при рассматриваемом методе обработки. В предыдущем изложении рассматривался случай выбора метода обработки с позиций обеспечения одного  $j$ -го комплексного параметра, при заданном уровне  $i$ -го и  $k$ -го параметра состояния поверхностного слоя. Однако, часто необходимо обеспечить несколько эксплуатационных свойств с регламентацией двух и более параметров.

Для решения задачи построим совмещенную систему координат  $X_1, Y_1, Z_1 \dots X_n, Y_n, Z_n$  с коррелированными по масштабу координатным осям. Введем единую ось затрат  $C$  (рис. 2, а). Масштабный фактор по осям  $Y_j$  выберем исходя из совместного решения уравнений, отражающих конструкторско-расчетное значение комплексного параметра состояния поверхности, отражающего ее эксплуатационные свойства [1].

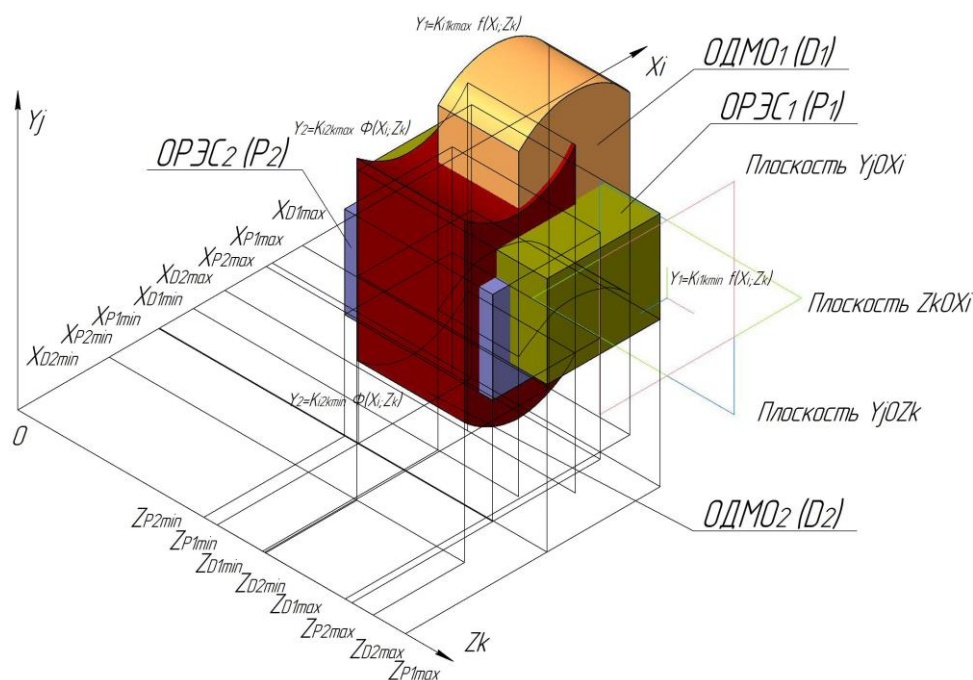


Рис. 5 - Схема построения областей ОДМО и ОРЭС при регламентации двух параметров состояния поверхностного слоя для двух функций эксплуатации

Соотношения масштаба по осям  $X_i$  и  $Z_k$  определяются на основании зависимостей между параметрами состояния поверхностного слоя, известными из теории технологического обеспечения эксплуатационных свойств деталей [3]. Параметры не коррелированных значений будем учитывать в структуре коэффициента  $K$ , поэтапно производя решения по всем регламентируемым параметрам.

Очевидно, что проводимый при регламентировании нескольких коррелированных параметров и обеспечении двух и более эксплуатационных свойств, анализ является общим. На основании ограничений (1.1 – 1.2), (2), (3.1 – 3.3) построим области ОДМО и ОРЭС, а также функции затрат для всех  $j$  эксплуатационных свойств, по  $i$  и  $k$  регламентируемым параметрам.

Пересечение областей ОДМО образует  $D_\Sigma$  – совместную область достигаемых значений эксплуатационных свойств при рассматриваемом методе обработки (СОДМО). Пересечение областей ОРЭС образует  $P_\Sigma$  – целеобразную область регламентируемых значений эксплуатационных свойств (ЦОРЭС). Пересечение областей СОДМО и ЦОРЭС образует  $A_\Sigma$  – совместную область эффективных значений эксплуатационных свойств при рассматриваемом методе обработки (СОЭМО).

На рис. 5 області  $D_i$  и  $D_1$  - области достижимых значений эксплуатационных свойств при рассматриваемом методе обработки (ОДМО) образуют совместную область СОДМО – область В. Области регламентируемых значений эксплуатационных свойств (ОРЭС)  $P_i$  и  $P_1$  образуют совместную область ЦОРЭС – область Р. Пересечение областей эффективных значений эксплуатационных свойств В (СОДМО) и Р (ЦОРЭС) образуют совместную область СОЭМО – область А. Объемы ЦОРЭС, СОДМО, СОЭМО определяются так:

$$V_{D\Sigmaijk} = \sum_{\psi=1}^e \left[ K_{BD\Sigmaijk} \cdot \iint_{D_i} f_{BD\Sigmaijk}(X_i; Z_k) dX_i dZ_k - K_{HD\Sigmaijk} \cdot \iint_{D_i} f_{HD\Sigmaijk}(X_i; Z_k) dX_i dZ_k \right] \quad (26)$$

$$V_{A\Sigmaijk} = \sum_{\psi=1}^t \left[ K_{BA\Sigmaijk} \cdot \iint_{P_i} f_{BA\Sigmaijk}(X_i; Z_k) dX_i dZ_k - K_{HA\Sigmaijk} \cdot \iint_{P_i} f_{HA\Sigmaijk}(X_i) dX_i dZ_k \right] \quad (27)$$

$$V_{P\Sigmaijk} = (X_{iP\Sigmaijk \max} - X_{iP\Sigmaijk \min}) \cdot (Y_{jP\Sigmaijk \max} - Y_{jP\Sigmaijk \min}) \cdot (Z_{kP\Sigmaijk \max} - Z_{kP\Sigmaijk \min}) \quad (28)$$

где,  $\psi$  - количество пересеченных множеств;  $f_{HD\Sigmaijk}(X_i; Z_k)$ ,  $f_{BD\Sigmaijk}(X_i; Z_k)$  - приведенная к  $j$  показателю функция нижней и верхней кривой, ограничивающая область  $D_{\Sigmaijk}$ ;  $X_{iP\Sigmaijk \max}$ ,  $X_{iP\Sigmaijk \min}$  - минимальные и максимальные значения параметров состояния поверхности, являющихся ограничительными функциями области  $P_{\Sigmaijk}$  (по первому регламентируемому параметру);  $Z_{kP\Sigmaijk \max}$ ,  $Z_{kP\Sigmaijk \min}$  - минимальные и максимальные значения параметров состояния поверхности, являющихся ограничительными функциями области  $P_{\Sigmaijk}$  (по второму регламентируемому параметру);  $Y_{jP\Sigmaijk \max}$ ,  $Y_{jP\Sigmaijk \min}$  - минимальные и максимальные значения комплексных параметров состояния поверхности, отражающих ее эксплуатационные свойства;  $f_{HA\Sigmaijk}(X_i; Z_k)$ ,  $f_{BA\Sigmaijk}(X_i; Z_k)$  - приведенная функция нижней и верхней кривой, ограничивающая область  $A_{\Sigmaijk}$  по регламентируемым параметрам;  $K_{BD\Sigmaijk}$ ,  $K_{HD\Sigmaijk}$  - приведенные значения коэффициентов отражающих влияние прочих параметров при верхней и нижней функциях, ограничивающих область  $D_{\Sigmaijk}$ ;  $K_{BA\Sigmaijk}$ ,  $K_{HA\Sigmaijk}$  - приведенные значения коэффициентов, учитывающих влияние прочих параметров при верхней и нижней функциях, ограничивающих область  $A_{\Sigmaijk}$ ;  $e$  - количество множеств СОДМО;  $t$  - количество множеств СОЭМО.

Проецирование экстремальных значений  $X_{iD\Sigma}$ ,  $X_{iA\Sigma}$  областей СОДМО и СОЭМО на функции затрат образуют области затрат, которые показывают в каких пределах колеблется стоимость обработки деталей при обеспечении эксплуатационных свойств данным методом обработки.

В случае не пересечения области ОЭМО (СОЭМО) с областью ОРЭС (ЦОРЭС) возможны следующие пути решения задачи технологического обеспечения эксплуатационных свойств: а) Смена метода обработки поверхности на финишном этапе технологического процесса; б) Смена регламентируемого(-ых) параметра(ов) состояния поверхностного слоя; в) Увеличение числа этапов обработки поверхностей в технологическом процессе.

### Выводы

Предложенная система оценок позволяет установить схемы проведения ФСА в зависимости от требований, предъявляемых к поверхностям контактного взаимодействия в процессе эксплуатации, которые регламентируются в соответствии с ГОСТ 2789-73 и ГОСТ 24642-81. При этом регламентация лишь частично определяет эксплуатационные свойства

поверхности. Наиболее жесткая регламентация на стадии конструкторской разработки изделия не эффективна, так как ведет к увеличению затрат на производство, а иногда приводит к невозможности совместного получения регламентируемых параметров и требуемых эксплуатационных свойств в процессе изготовления.

**Перечень источников литературы:** **1.** Инструментальные средства менеджмента [Текст] / В.Н. Тисенко [и др.]; Закрытое акционерное об-во "ОНИКС"; - Тольятти: ЗАО «ОНИКС», 2012 – 217 с. (с. 153 - 187). **2.** Кравцов Н.В. Комплексные параметры состояния поверхностей деталей блочно-модульных токарных резцов [Текст] / Н.В. Кравцов, А.Н. Кравцов // Журнал «Омский научный вестник». Серия: Приборы, машины и технологии. № 3 (113). – Омск: Изд-во ОмГТУ, 2012 (с. 162 - 166). **3.** Суслов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей [Текст] / А.Г. Суслов – М.: Машиностроение, 1987. – 208 с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ С  
ПРИМЕНЕНИЕМ ФУНКЦИОНАЛЬНО-СТОИМОСТНОГО АНАЛИЗА ПРИ  
МНОГОКРИТЕРИАЛЬНОЙ РЕГЛАМЕНТАЦИИ ПАРАМЕТРОВ ИХ ПОВЕРХНОСТНОГО  
СЛОЯ

Кравцов А.Н.

Рассмотрено решение задачи обеспечения эксплуатационных свойств поверхностей деталей с помощью функционально-стоимостного анализа при многокритериальной регламентации параметров их поверхностного слоя.

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ ІЗ  
ЗАСТОСУВАННЯМ ФУНКЦІОНАЛЬНО-ВАРТІСНОГО АНАЛІЗУ ПРИ  
БАГАТОКРИТЕРІЙНІЙ РЕГЛАМЕНТАЦІЇ ПАРАМЕТРІВ ЇХ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ

Кравцов О.М.

Розглянуто рішення задачі забезпечення експлуатаційних властивостей поверхонь деталей з допомоги функціонально-вартісного аналізу при багатокритерійній регламентації параметрів їх поверхневого шару.

PROVIDING OF OPERATING PROPERTIES OF SURFACES OF DETAILS WITH THE USE  
OF FUNCTIONAL-COST ANALYSIS DURING MULTICRITERION REGULATION OF  
PARAMETERS OF THEIR SUPERFICIAL LAYER

Kravcov A.N.

The decision of task of providing of operating properties of surfaces of details is considered from the help of functional-cost analysis during multicriterion regulation of parameters of their superficial layer.

Ключевые слова: Эксплуатационные свойства, функции эксплуатации, функционально-стоимостной анализ

Ключові слова: Експлуатаційні властивості, функції експлуатації, функціонально-вартісний аналіз

Keywords: Operating properties, functions of exploitation, functional-cost analysis

Дата надходження статті: 22 жовтня 2012 р.

УДК 621.753.1/2(035)

**Мартинів А.П.**  
ДДМА, м. Краматорськ, Україна

## **СУЧАСНІ ТЕНДЕНЦІЇ НОРМУВАННЯ ТА ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ТОЧНОСТІ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ ВИРОБІВ МАШИНОБУДУВАННЯ**

### **Вступ**

У зв'язку зі вступом України до Світової організації торгівлі (СОТ) машинобудівні підприємства мають покращити структуру експорту на користь конкурентоспроможних виробів з високим рівнем оброблення.

Сучасним напрямком створення такої продукції є функціональна взаємозамінність, за якої точність та різні експлуатаційні показники деталей, складаних одиниць і комплектуючих виробів мають забезпечувати відповідні службові властивості.

Але щодо виробів машинобудування, то для більшості з них основним різновидом функціональної взаємозамінності є забезпечення високої якості за параметрами геометричної точності.

Робочі поверхні деталей машин мають бути наділені властивостями, необхідними для надійної й довготривалої роботи всього механізму, одними з найважливіших з яких є висока точність геометричних параметрів поверхонь, пов'язана із необхідністю виготовляти конкурентоспроможну продукцію, що відповідає всезростаючим попитам споживачів.

Для реалізації прийнятого при проектуванні сучасного рівня точності цих параметрів мають застосовуватись відповідні методи оброблення, формоутворювальне устаткування та контрольно-вимірювальні засоби.

**Метою** даної роботи є дослідження сучасних тенденцій розвитку нормованих вимог до якості поверхонь з'єднань складаних одиниць машинобудівної продукції та відповідних засобів їх реалізації у виробництві.

### **Основна частина**

Найлегше характеризувати технічні вимоги до розмірів вільних поверхонь деталей (так звані основні допуски), що наразі призначають у вигляді симетричних допусків згідно ДСТУ ISO 2768-1-2001 та ГОСТ 30893.1-2002 (ИСО 2768-1-89) за 4-ма класами точності: точний *f*, середній *m*, грубий *c* та дуже грубий *v*.

При виборі класу основного допуску враховують, передусім, *звичайні* технологічні можливості оброблювального устаткування виготівника; причому згідно концепції наведених стандартів відносно призначення основних допусків їх збільшення порівняно з наведеними в таблицях не дає зниження собівартості виготовлення. Наприклад, допуски за найбільш вживаним середнім класом *m* відповідають 14-му квалітету за ДСТУ ISO 286-1:2002, і це означає, що для підприємства не представляє ніяких труднощів виготовлення поверхні валу  $\varnothing 100$  мм з допуском (граничними відхилами) за цим класом, тобто  $\pm 0,3$  мм, і немає ніяких переваг при призначенні тут більших граничних відхилів, наприклад  $\pm 1$  мм.

Що до геометричних параметрів *спряжуваних* поверхонь з'єднань, то через намагання виробників задовольнити зростаючі потреби споживачів і створення високотехнологічної конкурентоспроможної машинобудівної продукції з високим рівнем якості числові значення допусків їх поверхонь постійно зменшуються й сьогодні навіть для деталей загальномашинобудівного застосування часто знаходяться в межах 2...10 мкм.

Якщо, наприклад, за умовами роботи з'єднань вимагається нормувати допуски форми (циліндричності, круглості й профілю повздожнього перерізу) поверхонь у межах нормального *A* рівня так званої відносної геометричної точності за ГОСТ 24642-81, то для найбільш вживаних у з'єднаннях поверхонь обертання 5 і 6 квалітетів точності вказані параметри призначають за 4 і 5 ступенями точності форми й розташунку, що, наприклад, для розмірів 30...50 мм становить 5...8 мкм. Для більш точних деталей призначають так звану підвищену відносну геометричну точність поверхонь, що для таких розмірів означає допуск не більше ніж 2...3 мкм.



Навіть у з'єднаннях із вальницями кочення невисоких класів точності 0 і 6 відхили від круглості й профілю повздовжнього перерізу за ГОСТ 3325-85 для наведених вище діаметрів шийок валів і отворів корпусів не повинні перевищувати 4 мкм. Відповідно до стандарту в разі використання роликів радіальних і голчастих вальниць потребується забезпечити співвісність шийок (відносно загальної осі цих шийок) у межах 0,5...1 мкм із розрахунку 10 мм посадкової поверхні. Відповідно до ГОСТ 3325-85 жорсткі обмеження накладаються також на непостійність діаметрів посадкових поверхонь шийок у поперечному й повздовжньому перерізах.

Що ж до самих вальниць кочення, то при остаточному виборі класу їх точності в ринкових умовах враховують, поряд з іншими обставинами, також необхідність забезпечення конкурентоспроможності виробу виходячи зі співвідношення "якість-ціна" і кон'юнктури ринку.

Принагідно нагадати, що оскільки з підвищенням класу точності підшипників збільшується собівартість їх виготовлення, при планово-розподільчій системі в колишньому СРСР використання у виробі вальниць, більш точних, ніж раніше прийнятих, було можливе лише з дозволу (погодження) Всесоюзного науково-дослідного конструкторсько-технологічного інституту підшипникової промисловості (ВНДПП) країни, для чого у відповідності з прийнятим порядком підприємство повинно було пред'явити обґрунтування у вигляді 5-6 видів документації (в тому числі креслеників складаних одиниць з вальницями) за встановленою формою.

Різке підвищення технічних вимог ДСТУ ГОСТ 520-2003 (ISO 492-94, ISO 199-97) до точності виготовлення при переході до більш точному класу видно, наприклад, з представленої нижче на рисунку діаграми допусків радіального і осьового биття внутрішніх кілець радіальних і радіально-упорних вальниць діаметром  $d = 80 - 120$  мм.

Як показують численні дослідження, постійно збільшується кількість прецизійних з'єднань деталей машин, що виготовляються, і зростають обсяги їх річного випуску, не виключаючи крупних машинобудівних виробів [1].

У прецизійних з'єднаннях наведені вище вимоги до поверхонь у порівнянні зі з'єднаннями загальномашинобудівного застосування значно

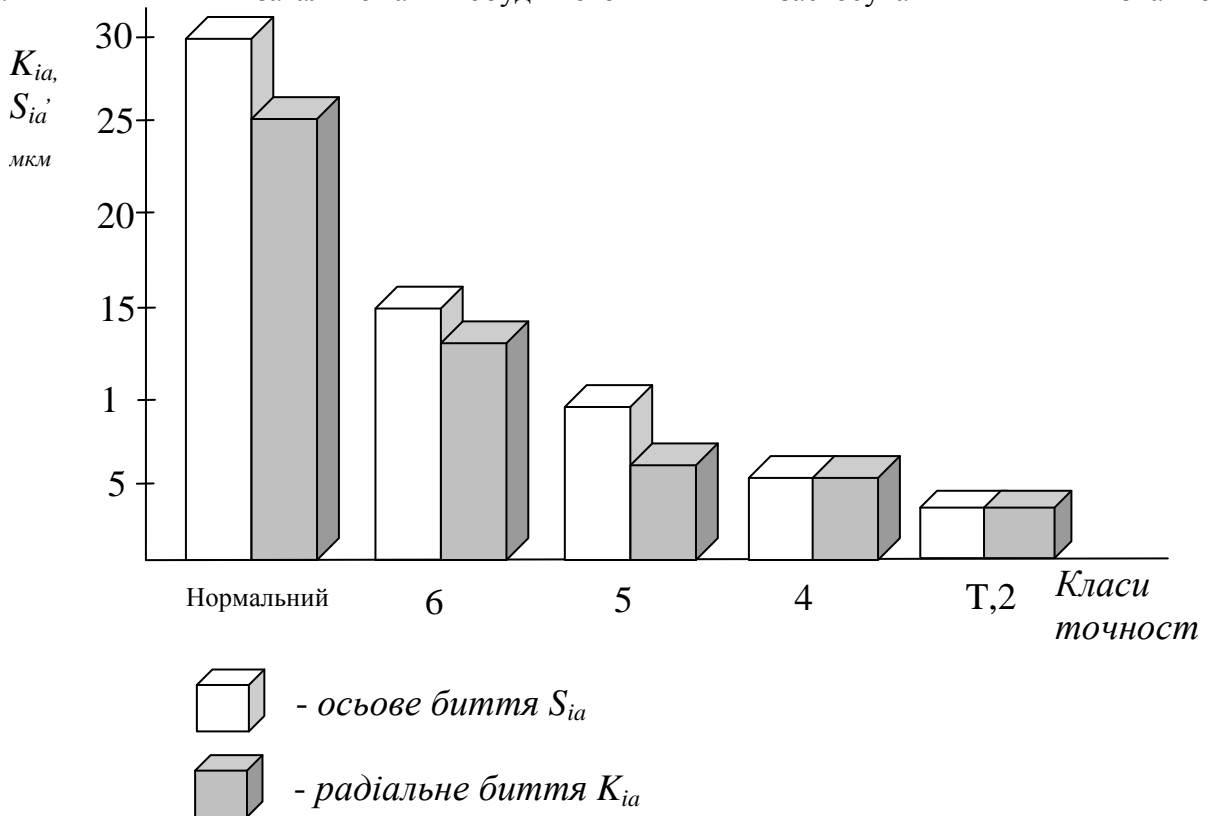


Рис. 1 - Допуски радіального  $K_{ia}$  і осьового  $S_{ia}$  биття внутрішніх кілець вальниць кочення діаметрами  $d=80 - 120$  мм

Тут допуски на різні геометричні параметри поверхонь з урахуванням їх службового призначення часто встановлюють за високим  $C$  або особливо високим рівнями відносної геометричної точності, що для згаданих вище діаметрів поверхні за ГОСТ 24642-81 означає призначення жорстких допусків – до долей мікрометра.

Що стосується розглянутих з'єднань кілець вальниць кочення, то при використанні у виробі, наприклад, вальниць класу точності 2 і  $T$  відхили від круглості та профілю повздовжнього перерізу шийок з діаметром 30...50 мм при їх виготовленні згідно з ГОСТ 3325-85 не повинні перевищувати величин 0,8...1,2 мкм.

Для підвищення точності з'єднань з вальницями кочення використовують певні способи регулювання. Наприклад, у разі радіальних дворядних роликів вальниць, у з'єднаннях яких потрібен натяг, для забезпечення рівномірності поперечної деформації та однакового значення радіального зазору для обох рядів роликів в процесі регулювання може бути використаний спосіб складання [2], який дозволяє уникнути перекосів, а за цим і нерівномірності зношення доріжок кочення.

Для періодичного подавання пластичних і мастильних матеріалів до третьових поверхонь у живильниках для двомагістральних централізованих мастильних систем, що виготовляються за ГОСТ 6911-71, використовуються золотники й плунжери. Враховуючи необхідність максимально знизити витік мастила через з'єднання, допустимий об'єм якого (у кількості крапель на хвилину) регламентується стандартом, до точності розмірів і форми поверхонь цих деталей і отворів корпусу, що сполучаються, висуваються такі жорсткі вимоги, які не дозволяють здійснити складання за принципом взаємозамінності, і доводиться застосовувати метод селективного складання [3].

Точність визначення дисбалансу за допомогою нових пристроїв для статичного балансування дископодібних деталей [4] у першу чергу залежить від точності співпадиння центра сфери з віссю підвіски самого пристрою. Високі вимоги висуваються також до точності форми заданої поверхні (з'єднання в кульовій опорі) - тут допустимі відхили не більші ніж 0,5 мкм [4].

Численні приклади прецизійних деталей з'єднань наведені також у [1]. Для деталей типу під'ятників жорсткі вимоги висуваються до площинності й паралельності торців, роторів – до співвісності й торцевого биття, деталей типу роликів і кулачків – до відхилів профілю заданої поверхні тощо.

У результаті освоєння й практичного застосування багатьох фундаментальних досягнень науки, отриманих у XX столітті, виник новий напрям, пов'язаний із забезпеченням найвищих характеристик якості поверхневого шару деталей машин, який дістав назву «нанотехнологія».

У стандарті «Термінологія для нанотехнологій», випущеному американською організацією ASTM International у 2006 році, остання визначається як «поняття, що відноситься до широкого кола технологій, які хоча б в одному вимірі знаходяться приблизно між 1 і 100 нм. Ця область має справу з властивостями компонентів, відмінних від макроскопічних систем великих розмірів [5].

Нанотехнологія є сукупністю технологічних методів і засобів, які дозволяють контрольованим чином (отже, за наявності адекватних засобів діагностики) створювати й модифікувати об'єкти, що включають компоненти з вищевказаними розмірами, через що вони отримують принципово нові якості, що дозволяють здійснювати їх інтеграцію в системи більшого масштабу, що функціонують повноцінно [6].

Слід зазначити, що, незважаючи на значні успіхи в області підвищення точності й контролю якості заготовок, за досяжним рівнем точності та якості оброблених поверхонь і економічними показниками жоден із відомих методів остаточного формоутворення, у тому числі на устаткованні для безстружкового оброблення (ковальському, для вальцювання, витискання та волочильному, а також формувальному – ливарному) поки ще не може конкурувати з можливостями різання [7].

Тому геометричні вимоги, що постійно зростають, до поверхонь деталей може задовольнити лише весь комплекс засобів забезпечення процесу різання (верстати, різальні інструменти, технологічне оснащення), який до того ж має забезпечити також і високу технологічну й економічну ефективність процесів.

Тут також намітилися серйозні зміни в принципових підходах до методів забезпечення заданої точності особливо точних поверхонь деталей. До останнього часу акцент робився, в основному, на вдосконаленні традиційних методів здійснення процесу різання відповідними інструментами.

Але сучасні дослідження показали, що різальні інструменти у вигляді клину вже не можуть забезпечити задану високу точність поверхонь, оскільки різальна кромка лезвійного чи абразивного інструменту має скруглення. У процесі різання це призводить до того, що частина матеріалу сходить по передній грані інструменту, а інша частина згладжується тим же інструментом на поверхні заготовки, що обмежує можливість досягнення високої точності та низької шорсткості

У подібних випадках на зміну таким методам досягнення точності, тобто на протипагу методу видалення шару матеріалу, приходять метод нанесення матеріалу у вигляді щонайтонших шарів із розмірами в нанометрах. Оскільки на зміну шару з певного матеріалу приходять інші шар, скріплені із першим, це, по суті, є конструюванням заготовки, тим більше, що в разі потреби можливо створити оксидну, нітридну та інші зони або шари заготовки [1].

Серед основних сучасних тенденцій світового верстатобудування виділяється передусім різке підвищення точності й розширення функціональних можливостей верстатів, а одним із напрямів розвитку, пов'язаних із реалізацією нових технологій, є подальший пошук конструктивних рішень надточних верстатів, що реалізують нанотехнології [8].

Останніми роками завдяки розвитку електроніки був зроблений якісний стрибок у виробництві металорізального обладнання. Через значне підвищення вимог до точності й інтенсивності оброблення заготовок у багатьох випадках для підвищення жорсткості виробу деталі виготовляють цілісними з однієї заготовки складної форми. Найчастіше точність оброблення окремих деталей на рівні 100 нм можна досягти тільки в тому разі, якщо все оброблення здійснювати за один установ із використанням єдиної бази [9].

Передбачається, що за рахунок розвитку прецизійного верстатобудування геометрична точність поверхонь з'єднань повинна зрости в середньому на один квалітет, а шорсткість, навпаки, – знизитися вдесятеро, тобто на цілий порядок. Науковці вважають принципово за можливе отримання шорсткості порядку  $4...5 A^0$ , що відповідає розрізняльній здатності електронного мікроскопа. Цілком природно, що подібна стала технічна політика супроводжується безперервним зростанням абсолютної й відносної кількості чистових і оброблювальних операцій. За останні двадцять п'ять років кількість шліфувальних верстатів більше ніж подвоїлася, і нині кожен четвертий верстат – шліфувальний [7].

Останнім часом багато виготівників називають свої верстати високоточними, не розкриваючи зміст цього терміну, який досі відсутній у стандартах.

Фірма Kern Micro-und Feinwerktechnik GmbH (Німеччина) пропонує залежно від забезпечуваних меж похибок розмірів оброблюваних деталей таку класифікацію точності металообробних верстатів: мікроточність –  $< 10$  мкм, ультраточність –  $< 3$  мкм, наноточність –  $< 1$  мкм [10].

Багато зарубіжних фірм відповідно до підвищених вимог споживачів виготовляють устаткування, що відповідає таким характеристикам.

Так, наприклад, згадана вище німецька фірма випускає металообробне устаткування, що відповідає пропонованим трьома класам точності – верстати Kern Micro, Kern Evo і Kern Pyramid Nano [10].

Високопрецизійні токарні верстати фірми SPINNER (Німеччина) дозволяють забезпечити відхили від круглості в межах 0,2 мкм, шорсткість поверхні – не вище за

0,02 мкм, точність повторного позиціонування – 0,4 мкм [11], а точність повороту високопрецизійної голівки шпинделя внутрішньошліфувального центру GI – N концерну OKUMA (Японія) згідно з її проспектом становить 10 нм, причому дискретність роботи шпинделя токарних центрів цієї фірми становить 0,001 градуса.

Слід зазначити, що поняття «нанотехнологія» пов'язане не лише з необхідністю забезпечення високої точності, мінімальної шорсткості (близько 0,001 мкм) і заданих фізико-хімічних характеристик поверхневого шару, але також і зі встановленням взаємозв'язку між експлуатаційними характеристиками, параметрами поверхонь деталей машин і технологією їх оброблення й складання.

Для встановлення такого взаємозв'язку необхідно мати інтегральні характеристики поверхневого шару, які б дозволили здійснювати цей взаємозв'язок і керувати експлуатаційними властивостями безпосередньо в технологічній лінії оброблення й складання.

Прикладом такого підходу можуть бути програми для читання файлів за протоколом STEP AP224, розроблені компанією Gibbs and Associates (США) на основі стандарту STEP Manufacturing ISO з обміну даними моделей виробів, який забезпечує обмін даними за геометричними й технологічними параметрами (у тому числі – за відхилами розмірів) між конструкторськими, технологічними й виробничими службами підприємства безпосередньо до остаточного контролю виробів [12].

Підвищення вимог до точності виробів привело до необхідності вдосконалення також конструкцій важких верстатів, перш за все токарних, на яких обробляють крупні деталі виробів важкого машинобудування.

Наприклад, на створених ПАТ «КЗВВ» (Краматорський завод важкого верстатобудування) великих токарних верстатах із ЧПК підвищеної точності виготовляються найбільш великі й відповідальні деталі прокатних станів, турбін і генераторів, енергетичних установок морських суден та інших машин практично без обмеження розмірів і потрібної точності.

Забезпечення потрібної підвищеної точності тут досягнуто за рахунок удосконалення тих з'єднань складаних одиниць, що визначають, перш за все, похибки оброблення деталей – шпindelних опор передньої бабки та обертового центру задньої бабки. Це надало змоги, у порівнянні з досяжними параметрами оброблення деталей на верстатах більш ранніх років випуску, підвищити точність: з осевого биття – у 3 рази, з радіального биття – у 4 рази, зі сталості відхилів у поперечному перерізі деталей – у 2,3 рази, з площинності торцевої поверхні деталей – у 1,5 рази. Прогресивні рішення, застосовані в конструкції верстатів, дозволили забезпечити відносно високу точність оброблення деталей: радіальне й торцеве биття – до 0,01 мм, відхили від круглості й циліндричності – у межах 0,008...0,01 мм, шорсткість поверхні – Ra 0,8 мкм [13].

Зростаючі вимоги до геометричних параметрів поверхонь деталей стимулюють також розвиток контрольно-вимірювальних засобів.

Якщо немає засобу оцінювання нових прецизійних виробів, то не можна буде стверджувати, що нова конструкція чи новий технологічний процес більш досконалі, краще відповідають новим поставленим завданням, точніші тощо.

Найбільш поширені контрольно-вимірювальні інструменти й методи проведення вимірювань безпосередньо на верстаті не завжди відповідають вимогам виробництва, що зростають, і знижують ефективність технологічного забезпечення якості.

Класичні стандартні універсальні вимірювальні інструменти, які багато десятиріч були основними інструментами на робочому місці верстатника й задовольняли відповідним вимогам точності, сьогодні при виробництві прецизійних поверхонь використовуються лише для попередніх вимірювань. Основний же контроль виробу можливий тільки на спеціалізованому робочому місці поза верстатом із застосуванням спеціальної апаратури [9].

Як правило, метрологічні засоби повинні створюватися за принципом випереджального розвитку порівняно зі створенням нових конструкцій машин і технологічних процесів у машинобудуванні, тобто за принципом випереджального

підвищення точності контрольно-вимірювальних приладів, порівняно з точністю формотвірного устаткування й засобів виготовлення. Теорією й практикою виготовлення виробів машинобудування встановлено, що метрологічний засіб за своїми параметрами й, передусім, за точністю, межами вимірювань має бути приблизно на порядок більш досконалим, ніж вимірювані характеристики конструкції або технологічного процесу.

Наслідком здійснення такого принципу було створення високоточних растрових та інтерференційних вимірювальних приладів, а з урахуванням тенденції зближення процесів виготовлення й вимірювань останніми роками також особливий розвиток і широке впровадження мають засоби активного контролю й стабільності автоматичних вимірювальних позицій [14].

Підвищення вимог до точності поверхонь з'єднань виробів машинобудування, що сполучаються, змушує багато підприємств України, у разі відсутності коштів для придбання сучасних вимірювальних приладів, вирішувати проблему шляхом модернізації наявного аналогового контрольно-вимірювального устаткування з установкою лінійних шкал і особливо точних блоків цифрової індикації (БЦІ).

Успіх тут досягається ще і завдяки підвищеній геометричній стабільності металевих корпусів приладів (передусім, станин), придбаній за рахунок природного старіння за час тривалої експлуатації в процесі експлуатації природним чином без істотної зміни мікроструктури матеріалу.

Таким чином, завдяки вказаному природному процесу старіння старих приладів не лише не втратили, а навіть поліпшили свої характеристики, чого зазвичай при виготовленні базових деталей таких якостей виробники домагаються технологічно штучним старінням або багаторічним природним старінням [15].

### **Висновки**

1 Досліджені тенденції підвищення нормованих технічних вимог до геометричних параметрів машинобудівних виробів різного рівня точності.

2 Представлені взаємозв'язки та сучасні підходи при створенні металообробного устаткування та контрольно-вимірювальних засобів, що забезпечують при обробленні потрібну якість поверхонь деталей.

**Перелік джерел літератури:** 1 Суслов А. Г. Научные основы технологии машиностроения / А. Г. Суслов, А. М. Дальский М: Машиностроение, 2002. 684 с. 2 Пат. на корисну модель № 61452 Україна, U МПК В23Р 19/10(2006.01) Спосіб нерухомого з'єднання двох конічних деталей / Мартинов А. П., Стародубцев І. М.; заявник та власник патента Донбаська державна машинобудівна академія. – № u201013688 ; заявл. 18.11.2010; опубл. 25.07.2011 Бюл. № 14. – Зс. 3 Мартынов А. П. Собираемость прецизионных соединений по принципу групповой взаимозаменяемости на основе управления процессами изготовления / А. П. Мартынов, О. В. Филипович, В. П. Кноблех // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. пр. Вип. 27. Краматорськ, 2010, С. 90–97. 4 Мартынов, А. П. Оптимизация балансировочной системы крупных дискообразных деталей с использованием многомерных параметрических рядов // А. П. Мартынов, И. Н. Стародубцев // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем : зб. наук. праць. – Краматорськ, 2009. – Вип. 25. – С. 127–132. 5 Романов, А. А. Основы достижений в цифровых нанотехнологиях / А. А. Романов // Оборудование и инструмент для профессионалов. Серия «Металлообработка», 2010. – № 2. – С. 45–47. 6 Наноматериалы и нанотехнологии. Общие тенденции и программы развития / А. А. Лебедева [и др.] // Мир техники и технологий. – 2006. – № 3. – С. 54–55. 7 Совершенствование технологических процессов машиностроительных производств: Монография / А. С. Янюшкин [и др.] / – Братск : ГОУ ВПО «Братский государственный университет, 2006. – 302 с. – ISBN 5–8166–0187–3. 8 Бушуев, В. В. Станкостроение: перспективы и состояние / В. В. Бушуев // Обработка металлов. – 2005. – № 4. – С. 4–6. 9 Рогов, В. А. Анализ методов контроля геометрии формы оболочки летательного аппарата /

В. А. Рогов, Д. А. Королев // Технология машиностроения. – 2009. – № 10. – С. 36–39.  
**10**Präzise, präziser, am präzisesten... Masch. und Werkzeug. 2007. 108. – № 7–8. – Р. 32.  
**11**Павлюченко, И. Н. Высокопроизводительное оборудование компании SPINNER для современного производства / И. Н. Павлюченко // Мир техники и технологий. – 2008. – № 11. – С. 36–38. **12**GibbsCAM now supports STEP AP224 protocol // Amer. Mach. 2008. – 152, N 1. – Р. 29–30. **13**Створення, освоєння серійного виробництва та впровадження високоефективних конкурентоспроможних важких верстатів нового покоління / Ковальов В. Д. [та ін.] // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб.наук. праць. – Краматорськ : Київ. – Вип. 24. – 2009. – С. 3–8. **14**Воронцов, Л. Н. Выбор точности средств измерения в машиностроении / Л. Н. Воронцов // Вестник машиностроения. – 2007. – № 10.–С. 54–57. **15** Крамаренко Б. П. Реинкарнация микронов / Б. П. Крамаренко, А. И. Млечин // Оборудование и инструмент для профессионалов, серия «Металлообработка» 2010 № 3 С. 39.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

## СУЧАСНІ ТЕНДЕНЦІЇ НОРМУВАННЯ ТА ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ТОЧНОСТІ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ ВИРОБІВ МАШИНОБУДУВАННЯ

Мартинов А.П.

Досліджені сучасні тенденції розвитку нормованих вимог до якості поверхонь з'єднань складаних одиниць машинобудівної продукції та відповідних засобів їх реалізації у виробництві.

Представлені деякі рекомендації з підвищення точності за рахунок регулювання розташування поверхонь з'єднань.

## СОВРЕМЕННЫЕ ТЕНДЕНЦИИ НОРМИРОВАНИЯ И ОБЕСПЕЧЕНИЯ ТОЧНОСТИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ИЗДЕЛИЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Мартынов А.П.

Исследованы современные тенденции развития нормируемых требований к качеству поверхностей соединений сборочных единиц машиностроительной продукции и соответствующих средств их реализации в производстве.

Представлены некоторые рекомендации по повышению точности за счет регулирования расположения поверхностей соединений.

## MODERN TRENDS OF REGULATION AND ENSURE THE ACCURACY OF SURFACE DETAIL ENGINEERING PRODUCTS

Martynov A.P.

Studied current trends of standardized requirements for quality surface with assemblies and related engineering products of their means of production.

Some recommendations to improve the accuracy by adjusting the position of surfaces connections.

Ключові слова: геометричні параметри поверхонь, сучасне нормування точності, вільні і спряжені поверхні, точність оброблювальних верстатів та контрольних засобів

Ключовые слова: геометрические параметры поверхностей, современное нормирование точности, свободные и сопряженные поверхности, точность обрабатывающих станков и контрольных средств

Key words: geometrical parameters of the surface? a modern rationing accuracy, availability and related surface accuracy machine tools and controk tools

Дата надходження статті: 12 жовтня 2012 р.

УДК 621.9.048.6.04

**Мицык А.В., Федорович В.А.**  
 НТУ «ХПИ», г. Харьков, Украина  
*an\_mitsyk@mail.ru, fedorovich@kpi.kharkov.ua*

## ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЙ ВИБРАЦИОННОЙ ОТДЕЛОЧНО-ЗАЧИСТНОЙ ОБРАБОТКИ И ЕЕ РАЗНОВИДНОСТЕЙ

На различных этапах решения проблемных вопросов, связанных с проектированием технологий вибрационной отделочно-зачистной обработки и ее разновидностей, необходимо определение множества механических параметров, влияющих на эффективность требуемого технологического результата.

Формирование системного подхода к физико-технологическим принципам создания новых разновидностей метода виброобработки привело к вариативной схеме комбинирования энергетических воздействий механического происхождения (рис. 1).



Рис. 1. Вариативная схема комбинирования энергетических воздействий в новых разновидностях метода виброобработки

Количественная и качественная оценка метода виброобработки характеризуется удельным съемом металла и достигаемой шероховатостью поверхности обработанных деталей. Из практики виброобработки известно, что съем металла производится процессами микрорезания и упругопластического деформирования при относительном перемещении и взаимном давлении гранул и деталей в колеблющемся резервуаре [1, 2].

Скорость  $V$  относительного перемещения гранул в циркуляционных потоках среды определяется выражением [3]:



$$V = \frac{A 2\pi\omega \cos 2\pi\omega t}{1 - \frac{\omega^2}{\omega_0^2}} + \left( V_0 - A\omega \frac{2\pi}{1 - \frac{\omega^2}{\omega_0^2}} \right) \cos 2\pi\omega_0 t, \quad (1)$$

где  $A$ ,  $\omega$  – амплитуда и частота колебаний резервуара;  $t$  – время относительного перемещения;  $\omega_0$  – собственная частота колебаний вибростанка;  $V_0$  – начальная скорость движения резервуара.

Выражение, учитывающее взаимное удельное давление  $P_{sp}$  гранул и деталей в их циркуляционном движении с учетом силы трения при соударении гранул, характеризует влияние таких параметров технологического процесса виброобработки, как частота и амплитуда колебаний резервуара, а также размер гранул среды на производительность и качество метода виброобработки. Это выражение имеет следующий вид:

$$P_{sp} = P_{0sp} \left( \frac{A 2\pi\omega}{1 - \frac{\omega^2 8\pi^2 R^3 \rho}{3\omega k}} \right)^2 (1 - \varepsilon)^{\frac{Lr3\sqrt{2}}{(1+CA^2 2\pi\omega^2)4R}}, \quad (2)$$

где  $P_{0sp}$  – среднее удельное давление гранул среды при их соударении;  $R$  – радиус гранул рабочей среды;  $\rho$  – плотность материала гранулы;  $k$  – коэффициент учитывающий влияние силы трения;  $C$  – константа;  $L$  – расстояние от рабочей поверхности резервуара до обрабатываемой детали;  $r$  – коэффициент учитывающий концентрацию гранул среды в резервуаре (для абразивной среды  $r = 0,66$ )  $\varepsilon$  – численная доля потери кинетической энергии соударения гранул от действия силы трения.

Теоретические зависимости съема металла от основных технологических параметров  $A$ ,  $\omega$ ,  $R$  метода виброобработки с учетом выражений (1) и (2) представлены следующими выражениями [4]:

$$Q_A = Q_0 c \frac{aA_0^r + bA^r}{A_0^r} (1 - \varepsilon)^{\frac{Lr3\sqrt{2}}{(1+CA^2(2\pi\omega)^2)4R}}; \quad (3)$$

$$Q_\omega = Q_0 \left( a - \frac{(\omega - \omega_0)^r}{b\omega_0^r} \right) (1 - \varepsilon)^{\frac{Lr3\sqrt{2}}{(1+CA^2(2\pi\omega)^2)4R}}; \quad (4)$$

$$Q_R = Q_0 \frac{aR^r + bR_0}{(cR_0 + (dR)^f)^g} (1 - \varepsilon)^{\frac{Lr3\sqrt{2}}{(1+CA^2(2\pi\omega)^2)4R}} \quad (5)$$

В выражениях (3 – 5):  $Q_0$  – съем металла полученный экспериментальным путем;  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$ ,  $f$ ,  $g$ ,  $r$ ,  $A_0$ ,  $\omega_0$ ,  $R_0$  – неизвестные константы, подлежащие экспериментальному определению.

Согласно априорным исследованиям проф. Шаинского М.Е. общее усредненное значение высоты микрошероховатости поверхности детали, прошедшей операцию виброшлифования свободной абразивной средой в колеблющемся резервуаре может быть определено выражением:

$$H_{\text{cp}} = \frac{b\Delta_{\text{cp}}\xi_{\text{cp}}A\omega(1+k)mM(f_1+f_2)(1+2K_A)n_1+(1+K_A)n_2\sin\alpha_{\text{cp}}}{4\pi\rho_x\sigma\Delta T(m+M)(n_1+n_2)}. \quad (6)$$

где  $b$  – усредняющий коэффициент;  $\Delta_{\text{cp}}$  – коэффициент затухания силового импульса, передаваемого в глубь рабочей среды; коэффициент подобия гранул рабочей среды;  $f_1$  – коэффициент подобия гранул рабочей среды;  $f_2$  – коэффициент подобия обрабатываемых деталей;  $K_A$  – коэффициент эллипсности траектории движения резервуара;  $n_1$  – количество прямых ударов;  $n_2$  – количество косых ударов;  $\Delta T$  – время соударения;  $\xi_{\text{cp}}$  – коэффициент силового воздействия;  $k$  – коэффициент восстановления;  $\alpha_{\text{cp}}$  – средневероятностный угол встречи гранулы среды и обрабатываемой детали.

Дальнейший анализ и исследование выражения для расчета высоты микрошероховатости поверхности, проведенный в НИЛ «ОСА» ВНУ им. В. Даля при вибрационном абразивном воздействии на детали процессов микрорезания и упругопластического деформирования, позволил определить значения коэффициентов и величин, входящих в выражение (6). Они следующие:  $b = 0,35$ ;  $\Delta_{\text{cp}} = 0,55$ ;  $f_1 = 0,47$ ;  $f_2 = 0,38$ ;  $K_A = 1,5$ ;  $n_1 \approx 40\%$ ;  $n_2 \approx 60\%$ ;  $\Delta T = 4 \cdot 10^{-5}$  с;  $\xi_{\text{cp}} = 0,16$ ;  $k = 0,9$ ;  $\alpha_{\text{cp}} = 28^\circ$ .

Значения приведенных коэффициентов не зависят от режимов обработки, грануляции рабочей среды, веса детали и др. [1]. Кроме этих величин необходимо учитывать число  $C$  одновременно работающих зерен, так как при силовом контакте с деталью гранула одновременно работает несколькими зернами. Поэтому при постоянной силе удара, которая зависит от амплитудно-частотных параметров движения резервуара вибростанка, воздействие каждого зерна в отдельности уменьшается в  $C$  раз. С учетом абразивной способности материала гранул рабочей среды, а также числа  $C$  одновременно работающих зерен выражение микрошероховатости примет вид:

$$H_{\text{cp}} = \frac{106\eta A\omega m M}{C\sigma_s\rho_x(m+M)}, \quad (7)$$

где  $\eta$  – коэффициент, учитывающий абразивную способность материала гранул рабочей среды;  $A$ ,  $\omega$  – амплитуда и частота колебаний резервуара, мм и Гц;  $m$  – приведенная масса гранулы,  $\text{г} \cdot \text{с}^2/\text{см}$ ;  $M$  – приведенная масса детали,  $\text{г} \cdot \text{с}^2/\text{см}$ ;  $\sigma_s$  – прочность материала детали на растяжение;  $\rho_x$  – диаметр лунки от внедрения абразивного зерна, см.

Адекватность экспериментальных данных с расчетными согласно выражения (7) составляет 85 %.

До настоящего времени в металлообрабатывающих производствах имеют место определенные трудности в изготовлении деталей корпусов приводных и распределительных гидрорепневмосистем (рис. 2). Повышение безотказности и ресурса работы таких механизмов зависит от качества обработки их деталей, удаление дефектов с которых необходимо согласно требованиям сборки и эксплуатации. Отделочно-зачистная обработка деталей включает удаление дефектов поверхности, накопленных операциями предшествующей обработки. Удаление заусенцев с толщиной у основания до 0,2 мм, скругление острых кромок радиусом до 2,0 мм, уменьшение шероховатости поверхности до  $R_a = 0,32$  мкм, а также операции мойки и удаления загрязнений в виде стружки, масел, эмульсий и др. составляет не менее 20 % времени на изготовление деталей, поверхность которых имеет цилиндрические отверстия различных диаметров, ниши, радиусные сопряжения, пазы, канавки, уклоны, лыски, а также соединения прямолинейных плоских и криволинейных радиусных поверхностей [5]. Образование сложнопрофильной формы деталей упомянутого класса произведено операциями точения, сверления и фрезерования, после которых заусенцы сформированы в результате дей-

ствия нормальной составляющей силы резания лезвийным инструментом, а также проявления эффекта Пуассона.

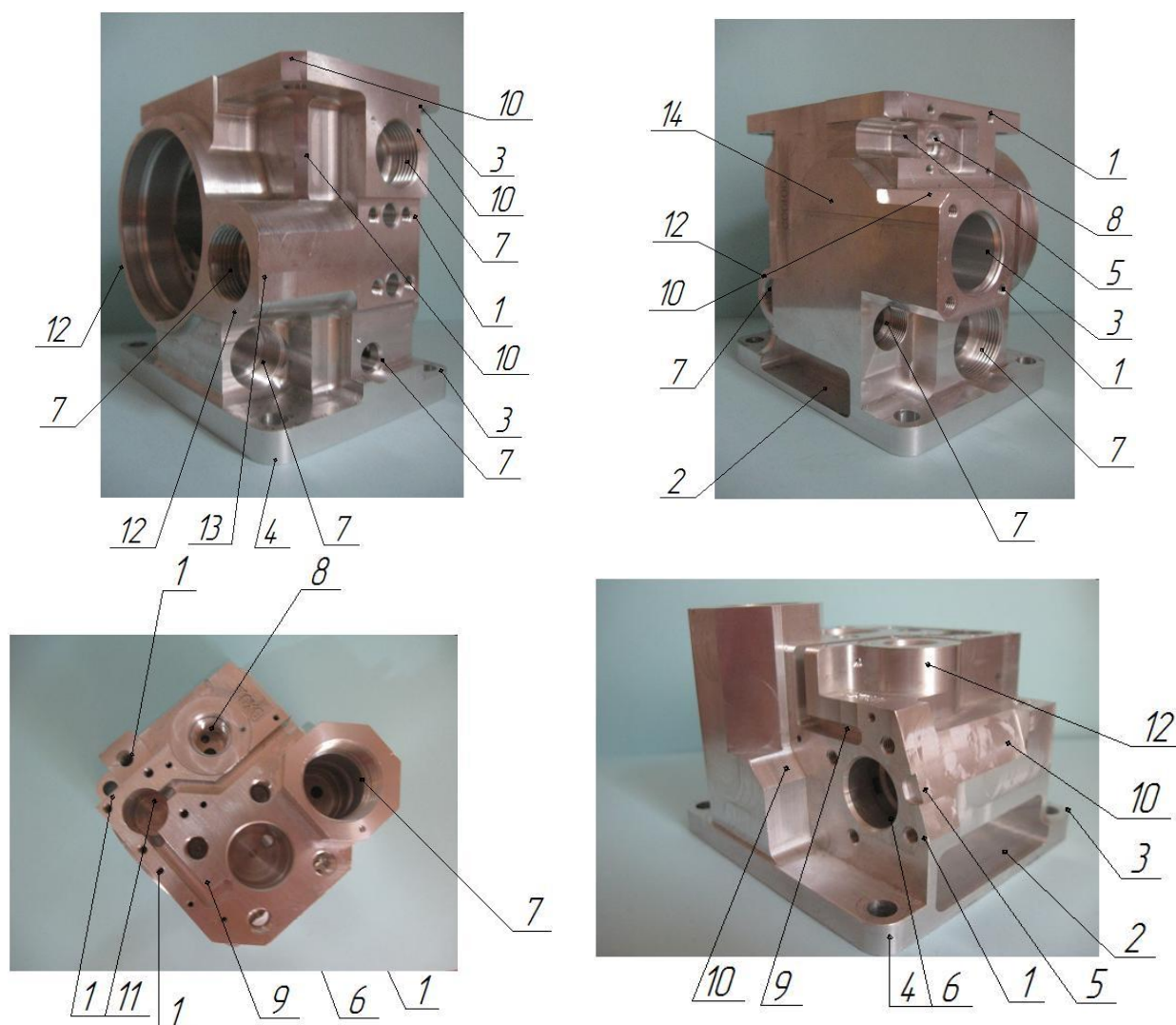


Рис. 2. Виды и особенности конструкции деталей «Корпус»: 1, 3, 6, 7, 8, 11, 15 – цилиндрические отверстия различных диаметров; 2 – ниша; 4 – радиусные сопряжения прямолинейных поверхностей; 5 – горизонтальный «U» – образный паз; 9 – канавка сложнопрофильная; 10 – уклон; 13 – лыска; 14 – сопряжения прямолинейных плоских и криволинейных радиусных поверхностей

Среди многообразия методов отделочно-зачистной обработки, к новым развивающимся в мировой практике технологиям можно справедливо отнести вибрационную отделочно-зачистную обработку свободной абразивной средой. Однако, использование такой технологии применительно к корпусным деталям встречает на первый взгляд непреодолимые технологические трудности. Среди них неравномерность обработки деталей в различных зонах колеблющегося резервуара и снижение ее интенсивности по мере удаления деталей в их циркуляционном движении от периферии резервуара к его центру, что происходит за счет гашения силового импульса, который передается в глубину содержимого резервуара во время его колебательного движения.

Кроме того, нетехнологичность виброобработки корпусных деталей объясняется сложностью их поверхности, имеющей многообразие труднодоступных мест для гранул рабочей среды с традиционно применяемыми размерами 5...30 мм. Вполне понятно, что анализ приведенных деталей указывает на корректировку техпроцесса виброобработки с позиций значительного уменьшения размера гранул рабочей среды, то есть применение шлифзерна и

различных шлифпорошков. Вместе с тем, применение мелкодисперсных рабочих сред связано с повышением их демпфирующих свойств, что в силу технических возможностей современных вибростанков не обеспечивает необходимые динамические и кинематические показатели циркуляционного движения рабочей среды, а следовательно и процессы микрорезания и упругопластического деформирования, сопровождающие операции виброобработки. В данном случае динамическая составляющая воздействия мелкодисперсной рабочей среды на обрабатываемую поверхность деталей сравнительно невелика и режущая способность абразивных гранул с предельно малой массой и размерами проявляется не в полной мере.

Также обработка корпусных деталей с их помещением в резервуар «внавал» связана со взаимными соударениями деталей в их циркуляционном движении, что приводит к появлению забоин, вмятин и других дефектов поверхности. Кроме того, крупногабаритные детали могут заклинивать содержимое резервуара, что в целом приводит к появлению 15...20 % неисправимого брака обработки.

Таким образом, становится очевидным два основных направления интенсификации существующих и проектирования технологий новых разновидностей вибрационной отделочно-зачистной обработки класса корпусных деталей.

Первое направление связано с созданием технических условий для организации стабильного циркуляционного движения мелкодисперсной рабочей среды в колеблющемся резервуаре вибростанка. В этой связи представляет интерес теоретическое описание кинематики и динамики процесса виброобработки, которое как прикладная задача на сегодняшний день не решена в полном объеме из-за незавершенности законов динамики сыпучей среды. Такие условия исследований вызывают необходимость проведения физического и математического моделирования движения циркуляционных потоков в резервуаре вибростанка. Также, для процессов микрорезания и упругопластического деформирования необходимо создать метод прогнозирующего моделирования, позволяющего установить количественные и качественные закономерности формирования и движения потоков всего массива обрабатываемой среды в колеблющемся резервуаре, а также поля напряжений и застойных зон в зависимости от механических параметров используемых видов энергетического воздействия, физико-механических характеристик абразивной среды, а также с учетом требований технологического результата виброобработки.

Второе направление приводит к необходимости изменения схемы виброобработки. Здесь технологически целесообразно изменение обработки деталей «внавал» на обработку «с закреплением». При этом детали группами базируются и закрепляются на установочных пальцах погружаемого в колеблющийся резервуар приспособления, которое с помощью отдельно регулируемых механизмов, как и мелкодисперсная среда, подвергается воздействию вибрационных и центробежных сил, струйного движения потоков жидкости и химически-активных растворов. Новые разновидности метода виброобработки основаны на комбинировании энергетических воздействий и конструктивных элементов их технических решений [6, 7].

Учитывая то обстоятельство, что при реализации новых разновидностей метода виброобработки приспособление с обрабатываемыми деталями погружается в виброкипящую рабочую среду, немаловажным при проектировании такой технологии становится вопрос влияния на производительность и качество виброобработки такого параметра, как объем загрузки резервуара мелкодисперсной рабочей средой. В НИЛ «ОСА» ВНУ им. В. Даля установлено, что высота  $C_y$  загрузки резервуара, соответствующая расстоянию от центра радиусного днища до верхней кромки виброкипящей среды, определяется из выражения:

$$C_y = \frac{P}{m a_y (1+k) + p_{\omega}},$$

где  $P$  – давление в граничных слоях виброкипящей среды;  $m$  – масса гранул среды;  $a_y$  – вертикальное ускорение движения резервуара;  $k$  – коэффициент внутреннего трения в загрузке резервуара;  $p_{\omega}$  – вес загрузки с учетом ускорения колебательного движения.

Для облегчения съема металла и загрязнений различного рода, удаления продуктов износа рабочей среды, а также для получения естественной матовой или глянцевой поверхности используются рабочие растворы: на операциях виброшлифования – на кислотной основе; на операциях виброполирования – на щелочной основе. Применение химически-активных растворов является технологическим способом интенсификации отделочно-зачистной обработки деталей, изготовленных из различных металлов и их сплавов. Также необходимо отметить, что промышленно применяемые химически-активные растворы должны удовлетворять требованиям экологии, то есть они не должны содержать трудноотделимых токсичных и биологически жестких веществ поверхностно-активных веществ. При этом утилизация отходов должна быть проста и не требовать специальных технологий.

Разработка новых технологий вибрационной отделочно-зачистной обработки [8, 9] предполагает оптимизацию и расчет ее основных параметров. Предполагаемый расчет основывается на физико-технологических закономерностях процесса, определяющих взаимосвязь производительности и качества обработки от режимов работы вибростанка, характеристики рабочей среды, количественного и качественного состава химически-активного раствора, а также времени обработки. При этом первостепенная роль отводится формализации все анализируемых технологических параметров процесса.

Проектирование технологий осуществляется с учетом значительных информационных данных, касающихся технологических свойств, физики и механохимии вибрационных процессов, практики применения технологий, основанных на действии низкочастотных колебаний, виброобрабатывающего оборудования и вспомогательных устройств, технологических сред, а также организационно-экономических аспектов вибрационной отделочно-зачистной обработки и ее разновидностей.

**Перечень источников литературы:** 1. Обработка деталей свободными абразивами в вибрирующих резервуарах: моногр. / И.Н. Карташов, М.Е. Шаинский, В.А. Власов и др. – К.: Вища школа, 1975. – 188 с. 2. Применение вибрационных технологий на операциях отделочно-зачистной обработки деталей (очистка, мойка, удаление облоя и заусенцев, обработка кромок) / А.П. Бабичев, П.Д. Мотренко, Л.К. Гиллеспи и др.; под ред. А.П. Бабичева. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2010. – 289 с. 3. Мицьк А.В. Определение влияния параметров виброобработки на величину давления гранул и деталей / А.В. Мицьк // Вібрації в техніці та технологія. – 2010. – № 3 (59). – С. 75 – 79. 4. Мицьк А.В. Повышение эффективности обработки крупногабаритных плоскостных изделий активизацией движения рабочей среды в колеблющихся «U»-образных контейнерах: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01; защищена 10.04.2008 / Мицьк Андрей Владимирович. – Харьков, 2008. – 331 с. 5. Технологический классификатор деталей машиностроения и приборостроения / Под ред. В.П. Огурцова. – М.: Изд-во стандартов, 1987. – 255 с. 6. Мицьк А.В. Эффективность новых разновидностей способа вибрационной обработки деталей / А.В. Мицьк, В.А. Федорович // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. наук. пр. Донбаської машинобуд. акад. – Вип. 29. – Краматорськ, 2011. – С. 37 – 44. 7. Мицьк А.В. Пути интенсификации вибрационной отделочно-зачистной обработки комбинированием схем энергетических воздействий на рабочую среду и детали / А.В. Мицьк, В.А. Федорович // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2011. – № 6 (83). – С. 26 – 34. 8. Пат. 69420 Україна, МПК В24В 31/06 Спосіб віброобробки деталей / А.В. Міцьк; Заявл. 31.10.11; Опубл. 25.04.12, Бюл. № 8. 9. Пат. 69421 Україна, МПК В24В 31/06 Спосіб віброобробки деталей / А.В. Міцьк; Заявл. 31.10.11; Опубл. 25.04.12, Бюл. № 8.

Рецензент: **Ковалёв В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

ПРОЕКТУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЙ ВІБРАЦІЙНОЇ  
ОЗДОБЛЮВАЛЬНО-ЗАЧИЩУВАЛЬНОЇ ОБРОБКИ ТА ЇЇ РІЗНОВИДІВ  
Мищик А.В., Федорович В.О.

Дана схема комбінування енергетичних дій у нових різновидах методу віброобробки. Складені вирази швидкості відносного переміщення та взаємного тиску гранул і деталей у циркуляційних потоках середовища. Отримані теоретичні залежності зйому металу від параметрів віброобробки. Наведено вираз для висоти мікрошорсткості поверхні деталі після віброобробки. Проаналізовано особливості конструкції деталей корпусів гідропневмосистем. Визначено основні напрями проектування технологій нових різновидів віброобробки.

ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЙ ВИБРАЦИОННОЙ  
ОТДЕЛОЧНО-ЗАЧИСТНОЙ ОБРАБОТКИ И ЕЕ РАЗНОВИДНОСТЕЙ  
Мицык А.В., Федорович В.А.

Дана схема комбинирования энергетических воздействий в новых разновидностях метода виброобработки. Составлены выражения скорости относительного перемещения и взаимного давления гранул и деталей в циркуляционных потоках среды. Получены теоретические зависимости съема металла от параметров виброобработки. Определено значение высоты микрошероховатости поверхности детали после виброобработки. Выполнен анализ особенностям конструкции деталей корпусов гидропневмосистем. Определены основные направления проектирования технологий новых разновидностей виброобработки.

DESIGNING OF TECHNOLOGIES OF VIBRATION FINISHING-GRINDING  
TREATMENT AND ITS VARIETIES  
Mitsyk A.V., Fedorovich V.A.

The chart of combining the energetic actions in new varieties of vibration treatment method has been given. The expressions of velocity relatively to displacement and mutual pressure of the granules and the parts in circulation flow of medium have been determined. The theoretical dependences of metal removal on the vibration treatment parameters have been obtained. The analysis of the constructive features of body's parts of hydro-pneumatic system has been executed. The main trends of designing of technologies of new varieties of vibration treatment have been determined.

Ключевые слова: разновидности виброобработки; направления проектирования; съем металла; микрошероховатость; корпусные детали.

Ключові слова: різновиди віброобробки; напрями проектування; зйом металу; мікрошорсткість; корпусні деталі.

Key words: varieties of vibration treatment, trends of designing, metal removal, micro-roughness, body's parts.

Дата надходження статті: 10 грудня 2012 р.

## РОЗДІЛ 4 МОДЕЛЮВАННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ЕЛЕМЕНТІВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

УДК 004.67:681.

Залога В.А., Зинченко Р.Н.  
СумГУ, г. Сумы, Україна  
[info@tmvi.sumdu.edu.ua](mailto:info@tmvi.sumdu.edu.ua)

### МЕТОДИКА ЦИФРОВОЙ ОБРАБОТКИ ДИАГНОСТИЧЕСКОГО СИГНАЛА

#### *Введение*

Известно, что одним из методов повышения эффективности механической обработки резанием, есть диагностика состояния режущего инструмента (РИ). К наиболее эффективным методам диагностики состояния РИ относят те методы, которые позволяют оценивать состояние инструмента непосредственно в процессе обработки [1]. В настоящее время большинство из этих методов являются не прямыми, т.е. такими которые позволяют оценивать (измерять) не непосредственно величину износа, а косвенными, позволяющими судить о степени износа инструмента по величине (характеристике) какого - либо другого показателя процесса обработки, в достаточной мере полно характеризующего его, например, по измерению: силы или температуры резания, размера обработанной поверхности, вибраций в технологической системе и др. [2-4]. Одним из существенных недостатков этих методов является то, что сигнал, поступающий от соответствующего датчика при измерении (оценке) того или иного сигнала, как правило, «зашумлен», т.е. включает в себя какие-то дополнительные сигналы, зависящие, например, от качества (точности) самого датчика, нестационарности процесса резания, метода и устройств приема и обработки информативного сигнала и многих других причин, что, в конце концов, приводит к относительно низкой точности оценки принятого косвенного диагностического показателя, особенно при цифровой обработке данного сигнала, а, следовательно, и величины износа. Следует отметить, что прямые (наиболее точные) методы оценки (измерения) величины износа лезвия инструмента требуют обязательной остановки процесса резания, что в производственных условиях, как правило, является технологически нецелесообразным.

#### *Основная часть*

В настоящее время в системах диагностики состояния РИ достаточно часто используются датчики вибрации (акселерометры) [5,6]. Несмотря на то, что сигнал от этих датчиков также обладает перечисленными недостатками в связи с тем, что его величина напрямую связана не только с процессом изнашивания РИ, но и с изменением параметров процесса обработки (его нестационарностью), все-таки простота данного метода позволяет его использовать для оценки состояния РИ в качестве одного из основных. Вместе с тем, необходимо иметь в виду то обстоятельство, что сигнал колебательного (вибрационного) процесса имеет очень много составляющих (гармоник) и без его правильной обработки при вибрационной диагностике задача распознавания состояния инструмента может быть сведена, в принципе, к нулю. В данной статье предложена методика цифровой обработки диагностического сигнала, обеспечивающая сглаживание шумов и выделение информативных пиков, наиболее правдоподобно характеризующих степень износа инструмента, и позволяющая принимать необходимые технические решения без остановки процесса обработки, что является чрезвычайно важным при использовании современного многопозиционного металлообрабатывающего оборудования (станков) с многоинструментальными наладками.

Одним из основных методов обработки [7,8] диагностического сигнала при вибрационной диагностике есть преобразование сигнала в его Фурье-спектр, т.е. переход в другую модель представления информации, закодированной в сигнале, которая для восприятия природы сигнала оказывается более простой. Например, многие звуковые сигналы состоят из сумм колебаний, близких к синусоидальным. Поэтому после преобразования Фурье в спектре они выглядят как несколько пиков, хотя форма их волны до преобразования Фурье могла быть не только очень сложной для анализа, но и практически невозможной. Известно несколько методов преобразования Фурье, однако наиболее привлекательным является алгоритм *быстрого преобразования Фурье* (БПФ), так как скорость его вычислений с сотни и более раз больше, чем обычное дискретное преобразование Фурье [9].

Перед вычислением БПФ сигнала нужно выбрать отрезок сигнала, на котором будет вычисляться рассматриваемый спектр, причем, если длина отрезка данных для проведения БПФ не является степенью двойки, то сигнал до необходимой длины необходимо дополнить нулями. После этого к выбранному участку сигнала можно применять БПФ. Важным свойством спектрального анализа является то, что у любого сигнала не существует одного единственно правильного спектра. Спектр можно вычислять с применением различных размеров БПФ (длин сигнал), причем для каждого конкретного приложения предпочтительно использовать свой размер БПФ, от выбора которого зависит разрешение спектра как по частоте, так и по времени. Если выбрать длинный участок сигнала для разложения в спектр, то будет получено хорошее разрешение по частоте, но плохое по времени, так как спектр отражает усредненное поведение сигнала на всем участке взятия БПФ. Если для разложения в спектр выбрать короткий участок сигнала, то мы получим более точную локализацию по времени, но плохое разрешение по частоте, так как в преобразовании Фурье будет слишком мало базисных частот. В этом, собственно, при вычислении спектра и заключается фундаментальность принципа соотношения неопределенностей: невозможно одновременно получить хорошее разрешение спектра и по частоте и по времени, так как эти разрешения обратно пропорциональны. Еще одно важное свойство спектрального анализа заключается в том, что при разложении в спектр мы находим не те синусоидальные составляющие, из которых состоит исходный сигнал, а лишь определяем ситуацию: «с какими амплитудами нужно взять определенные кратные частоты, чтобы получить исходный сигнал?». Другими словами, можно утверждать, что разложение проводится не по «частотам исходного сигнала», а по «базисным частотам алгоритма БПФ». Вместе с тем, если проводить анализ графика спектра это заметить очень сложно, так как он достаточно адекватно отображает именно частоты исходного сигнала [10]. Методом проб и ошибок, при проведении экспериментов, установлено, что длину сигнала необходимую для проведения БПФ необходимо брать в пределах от  $2 \cdot (1/T)$  до одной секунды (где  $T$ , это минимальная регистрируемая частота сигнала), что дает хорошее разрешение спектра по частоте используемого сигнала.

При вычислении спектра с использованием метода БПФ возможен следующий нежелательный эффект. При разложении функции в ряд Фурье предполагается, что функция является периодической с периодом, равным длине сигнала БПФ. Процедура вычисления спектра относится именно к этой функции, а не к той функции, из которой извлекался отрезок для анализа, и не являющейся периодической. Вместе с тем, при разложении периодической функции граница периодов будут иметь место разрывы, которые могут существенно исказить спектр. Поэтому для устранения этого нежелательного эффекта при быстром преобразовании Фурье применяются так называемые *взвешивающие (весовые) окна*, которые вблизи краев анализируемого участка позволяют плавно сводить функцию к нулю. Устранить разрывы функции можно путем умножения выбранного для анализа участка сигнала на выбранное весовое окно. В настоящее время для практической реализации этой процедуры используется большое количество весовых окон, имеющих похожую форму и, как правило, названных в честь их создателей. Использование весовых окон позволяет в



значительной степени устранять возможные искажения спектра при переходе от непериодической функции к периодической [10].

Окна характеризуются своей формой и амплитудно-частотной характеристикой. Высокий уровень амплитуды, называемый *главным лепестком*, характеризует полосу пропускания, а низкий уровень амплитуды, называемый *боковым лепестком*, характеризует полосу подавления. Между главным и боковым лепестками существует переходная область. Чем она уже, тем лучше подавляются ненужные частоты сигнала, но, вместе с тем, увеличивается порядок фильтра, который называют *длительностью импульсной характеристики* [11].

Для проведения данных исследований по обработке сигналов от вибрационного датчика использовали программный продукт Matlab. В настоящее время пакет расширения программного продукта Matlab - Signal Processing содержит примерно полтора десятка оконных функций. Распространение некоторых из них обусловлено простотой вычислительной процедуры, другие же в каком то смысле считаются оптимальными. Простейшим из широко применяемых является прямоугольное окно, реализуемое функцией `rectwin`. Также достаточно широко используются треугольное окно, которое реализуется функцией `triang`, и окно Бартлетта (функция `bartlett`). Несколько оконных функций являются комбинациями гармонических составляющих. К ним относятся: окно Ханна (функция `hann`); окно Хэмминга (функция `hamming`), имеющее одно косинусоидальное слагаемое; окно Блэкмена (функция `blackman`), имеющее два косинусоидальных слагаемых; окно Блэкмена-Харриса (функция `blackmanharris`), которое имеет три косинусоидальных слагаемых; окно Наттолла, которое реализуемая функцией `nuttallwin` и является альтернативной версией окна Блэкмена-Харриса, Используются и другие окна, которые описываются более сложными математическими соотношениями. К ним можно отнести: Гауссово окно (функция `gausswin`); модифицированное окно Бартлетта-Ханна (функция `barthannwin`), которое представляет собой линейную комбинацию окон Бартлетта и Ханна; окно Бомена (функция `bohmanwin`); окно Чебышева (функция `chebwin`), которое обладает боковыми лепестками фиксированного (задаваемого при расчете) уровня и рассчитывается путем обратного преобразования Фурье частотной характеристики окна; окно Кайзера (функция `kaiser`), которое также обладает параметром, регулирующим уровень боковых лепестков и ширину главного лепестка, причем при расчете данного окна используются модифицированные функции Бесселя; окно Тьюки (функция `tukeywin`) и др. [4]. Некоторые формы окон и формулы для их описания приведены в табл.1.

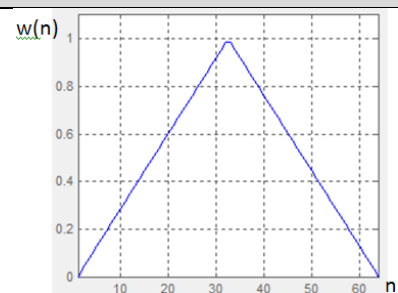
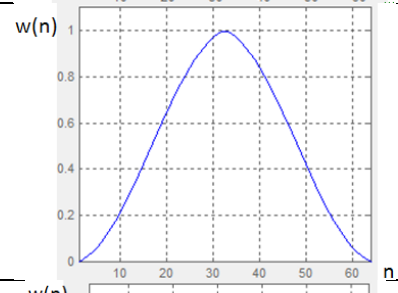
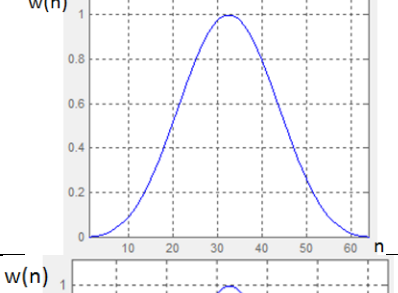
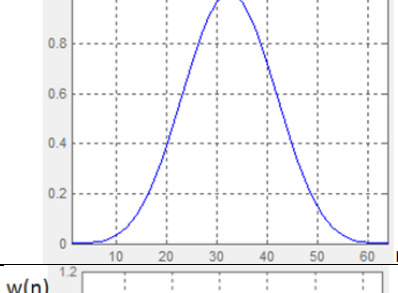
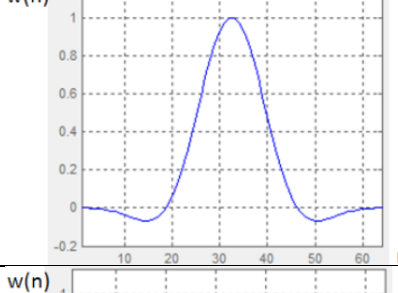
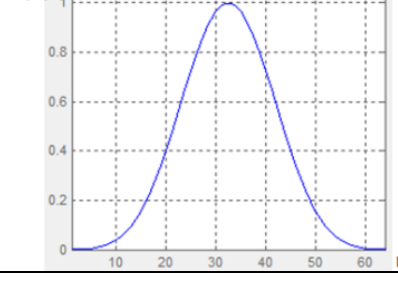
Необходимо иметь в виду, что из приведенных в таблице окон есть такие, применение которых позволяет терять сигналы, интенсивность которых не превышает уровня размытого главного лепестка, в результате чего они становятся не обнаружимыми, что имеет место при близком расположении информативной частоты этого сигнала к главному лепестку, т.е. к информативной частоте сигнала, имеющего большую интенсивность.

Поэтому, немаловажно применять для обработки сигнала наиболее эффективное окно, которое не позволяет терять соседнюю информативную частоту. В работе [11] приведен анализ практически всех достаточно широко используемых в системе Matlab окон, в ходе которого установлено, что по своим спектральным характеристикам наиболее эффективными являются: окно с плоской полосой пропускания (Flat Top), окно Блэкмана-Харриса (Blackman-Harris) и окно Натталла (Nuttall). В данной работе используются именно эти окна.

Для исследования поведения этих окон при фильтрации сигналов поступающих от датчика вибрации использовалась экспериментальная установка на базе токарного станка с ЧПУ 16K20T1 (рис.1). Для этого на резец был установлен датчик вибрации ADXL50 и для регистрации сигнала использовали АЦП фирмы LCard - LTR22 (рис.2), подключенный к ноутбуку через разъем USB.

Таблица 1

Окна, применяемые для цифровой обработки сигнала

№	Название окна	Формула окна	График окна
1	Окно Бартлетта (Bartlett)	$w(n) = \begin{cases} \frac{2n}{N}, & 0 \leq n \leq \frac{N}{2} \\ 2 - \frac{2n}{N}, & \frac{N}{2} \leq n \leq N \end{cases}$	
2	Окно Бартлетта-Хеннинга (Bartlett-Hanning)	$w(n) = 0.62 - 0.48 \left( \frac{n}{N} - 0.5 \right) + 0.38 \cos \left( 2\pi \left( \frac{n}{N} - 0.5 \right) \right)$	
3	Окно Блэкмана (Blackman)	$w(n) = 0.42 - 0.5 \cos \left( 2\pi \frac{n}{N} \right) + 0.08 \cos \left( 4\pi \frac{n}{N} \right), \quad 0 \leq n \leq N$	
4	Окно Блэкмана-Харриса (Blackman-Harris)	$w(n) = a_0 - a_1 \cos \left( \frac{2\pi}{N} n \right) + a_2 \cos \left( \frac{2\pi}{N} 2n \right) - a_3 \cos \left( \frac{2\pi}{N} 3n \right)$	
5	Окно с плоской полосой пропускания (Flat Top)	$w(n) = a_0 - a_1 \cos \left( \frac{2\pi n}{N} \right) + a_2 \cos \left( \frac{4\pi n}{N} \right) - a_3 \cos \left( \frac{6\pi n}{N} \right) + a_4 \cos \left( \frac{8\pi n}{N} \right)$	
6	Окно Натталла (Nuttall)	$w(n) = a_0 - a_1 \cos \left( 2\pi \frac{n}{N} \right) + a_2 \cos \left( 4\pi \frac{n}{N} \right) - a_3 \cos \left( 6\pi \frac{n}{N} \right)$	

Для обработки использовали цилиндрическую заготовку из конструкционной стали 45, твердостью 40-45 HRC и диаметром 55 мм. В качестве инструментального материала использовали твердый сплав T15K6. Режим резания:  $S=0.1$  мм./об,  $n=100$  об/мин.,  $t=0.5$  мм.

В процессе обработки сигнал от датчика вибрации преобразовывался через АЦП с частотой дискретизации 26кГц и записывался в файл для последующей обработки. В качестве обработки применяли ДПФ с пересчетом амплитуд сигнала в дБ, по формуле:

$$AdB = 20 * \log_{10}(A) \quad (1)$$

где,  $A$  – амплитуда сигнала, считанная с АЦП.

В качестве эксперимента был записан сигнал: а) без резания – сигнал №1; б) при резании – сигнал №2 (рис.3).

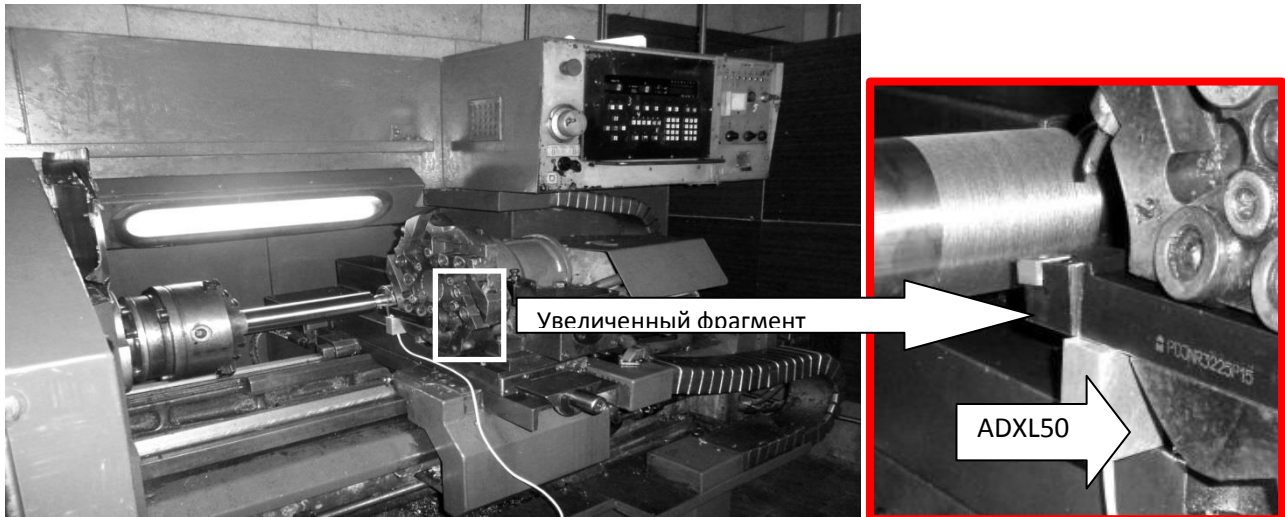


Рис.1 – Экспериментальная установка

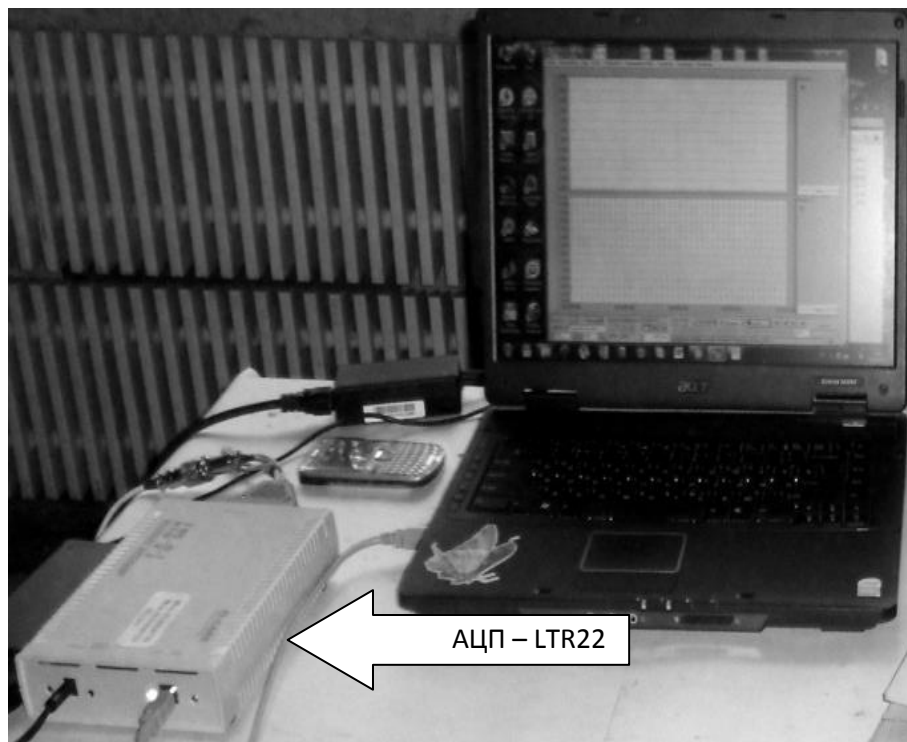


Рис. 2 - АЦП фирмы LCard - LTR22 подключенная к ПК

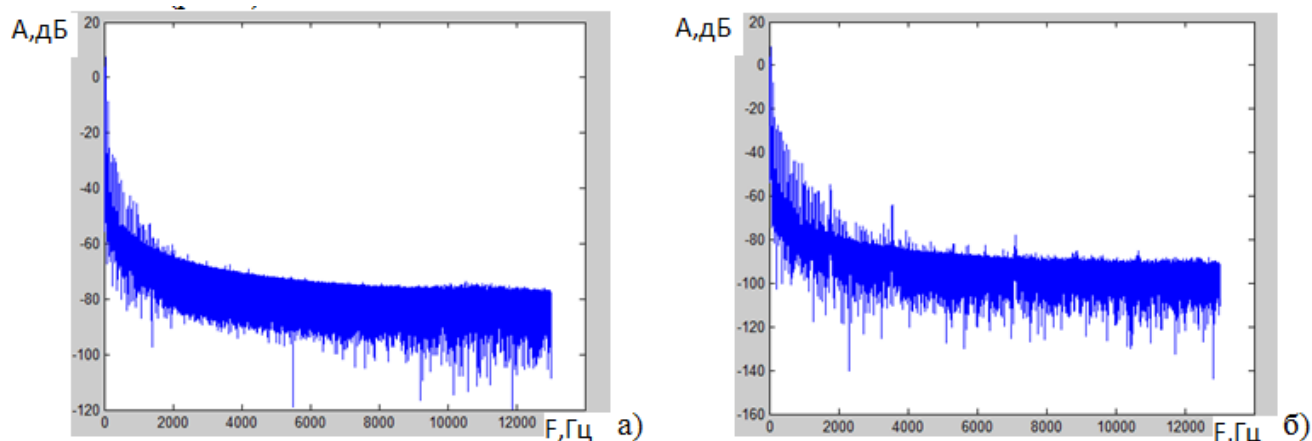


Рис. 3 – Спектр вібраційного сигналу: а) сигнал №1; б) сигнал №2

На наступному етапі для кожного з сигналів застосовували три варіанти: вікно з плоскою половою пропускання, вікно Блєкмана-Харріса і вікно Натталла, при зміні ширини вікна від 5 до 25 значень (см. рис.4-9).

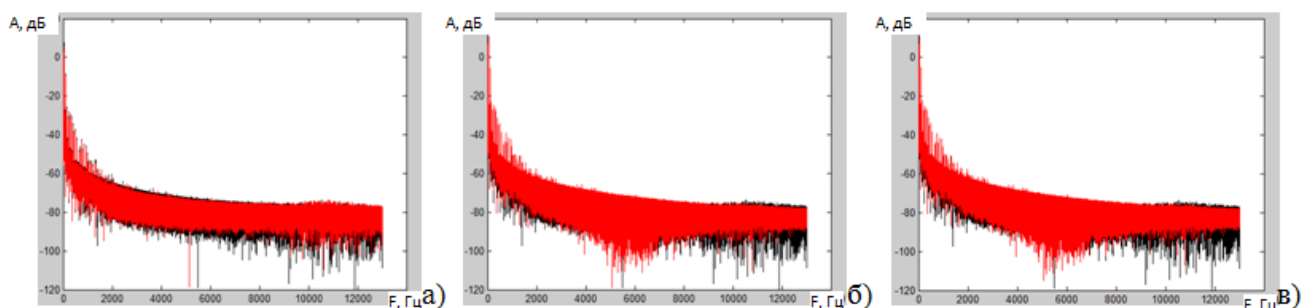


Рис. 4 – АЧХ сигналу №1 з застосуванням вікна при ширині вікна в 5 значень: а) вікно з плоскою половою пропускання; б) вікно Блєкмана-Харріса; в) вікно Натталла

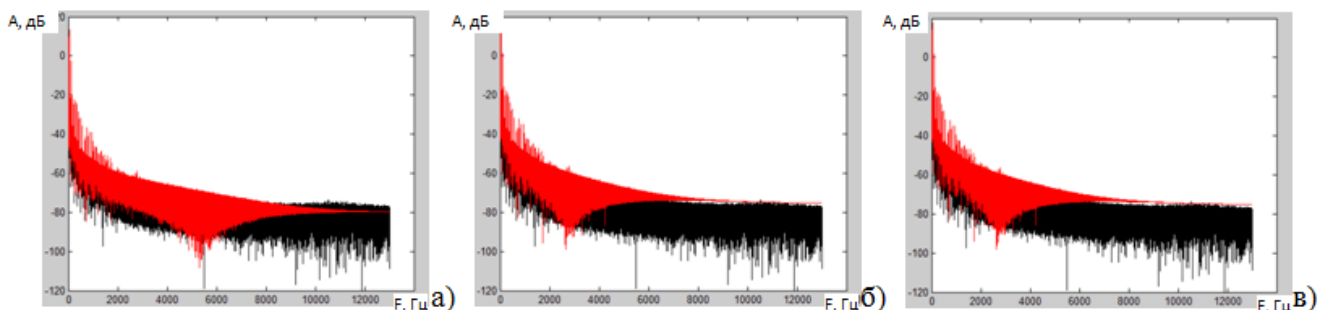


Рис. 5 – АЧХ сигналу №1 з застосуванням вікна при ширині вікна в 10 значень: а) вікно з плоскою половою пропускання; б) вікно Блєкмана-Харріса; в) вікно Натталла

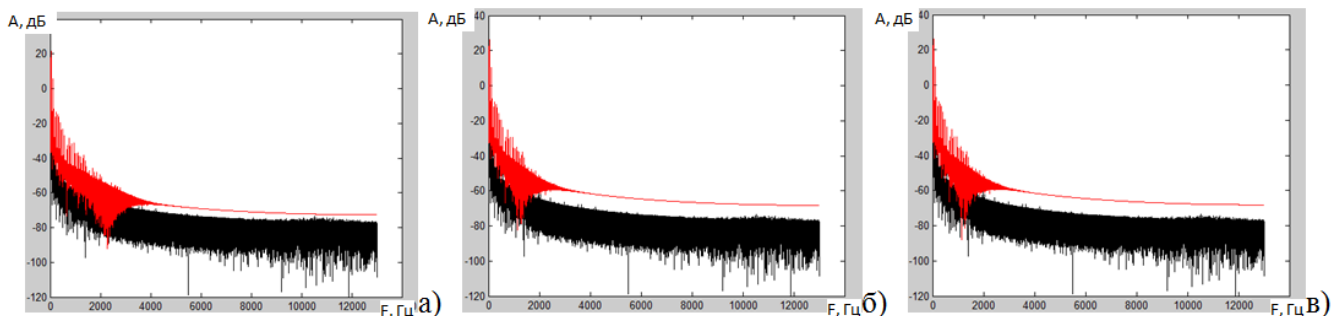


Рис. 6 – АЧХ сигналу №1 з застосуванням вікна при ширині вікна в 25 значень: а) вікно з плоскою половою пропускання; б) вікно Блєкмана-Харріса; в) вікно Натталла

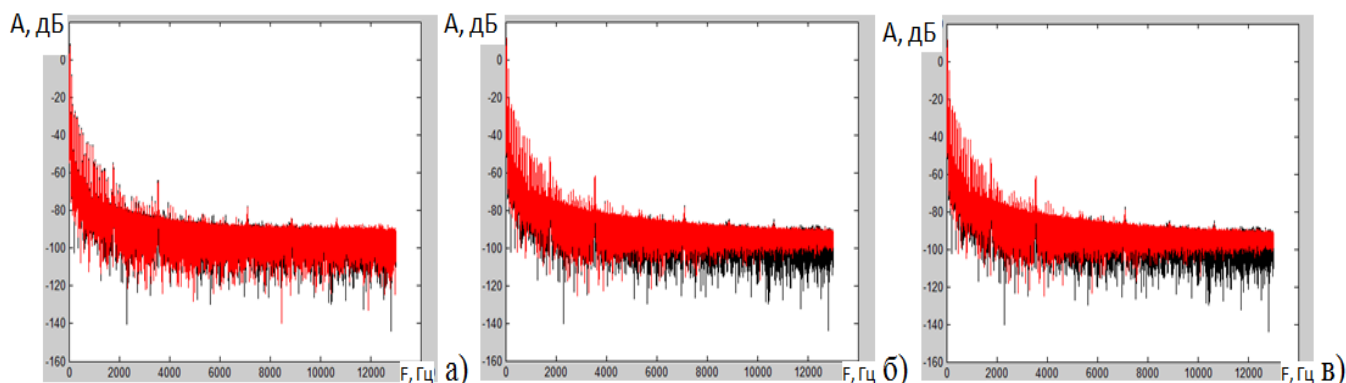


Рис. 7 – АЧХ сигнала №2 с применением окон при ширине окна в 5 значений:  
а) окно с плоской полосой пропускания; б) окно Блэкмана-Харриса; в) окно Натталла

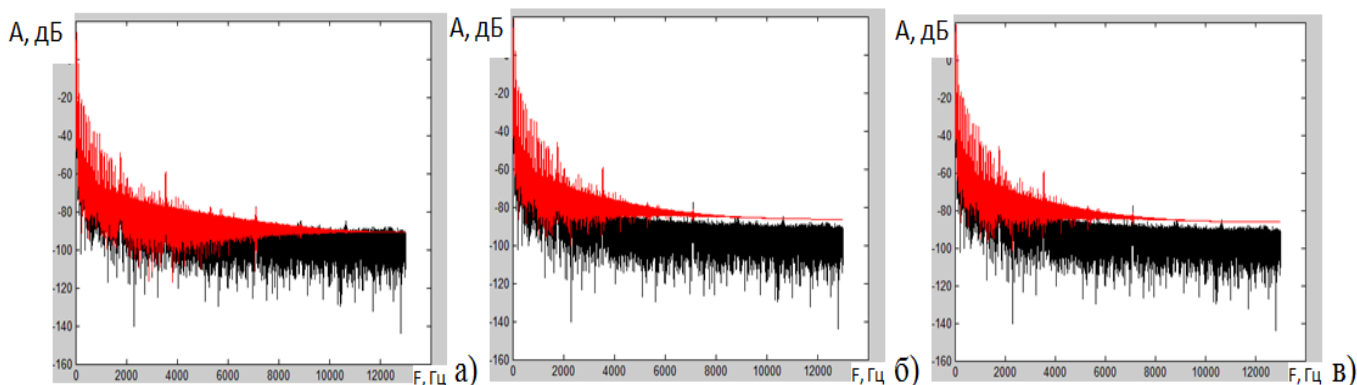


Рис. 8 – АЧХ сигнала №2 с применением окон при ширине окна в 10 значений:  
а) окно с плоской полосой пропускания; б) окно Блэкмана-Харриса; в) окно Натталла

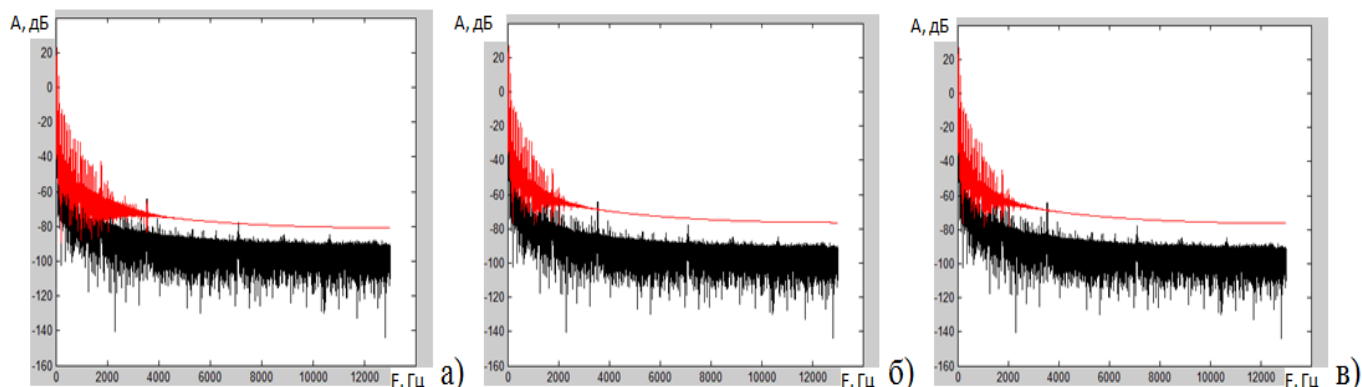


Рис. 9 – АЧХ сигнала №2 с применением окон при ширине окна в 25 значений:  
а) окно с плоской полосой пропускания; б) окно Блэкмана-Харриса; в) окно Натталла

Сравнение спектров сигнала, полученных в процессах, реализуемых без резания и с резанием (рис.3) показало, что амплитуды сигнала заметно увеличились при резании, однако что бы устранить влияние различных шумов предлагаем производить вычитание спектра «шума» из спектра «полезного сигнала». В данном случае под спектром «шума» будем понимать такой спектр сигнала, в котором нет части сигнала отвечающего за наблюдаемую величину или процесс, а за спектр «полезного сигнала», такой спектр, где эта информация присутствует. В данном случае, если принять за наблюдаемый процесс изменение спектра сигнала от наличия процесса резания, то сигнал №1, это будет сигнал «шума», а сигнал №2 – «полезный сигнал», а результат их разности – спектр сигнала который отвечает за наблюдаемый процесс.

Анализ амплитудно - частотных характеристик (АЧХ) сигналов №1 и №2 показал, что наилучшим образом работает окно с плоской полосой пропускания, т.к. спектр, полученный после применения к сигналу именно этого окна, наиболее полно сохраняет такой же характер

спектра сигнала, какой он имеет без применения окна. Кроме того, это окно позволяет оставить высокочастотную часть спектра в довольно широком диапазоне. Также установлено, что при применении каждого из трех окон лучшие результаты получаются при ширине окна от 5 до 10 значений.

На следующем этапе с целью выделения информативных пиков необходимо произвести сглаживания шумов. На рис.10 и 11 представлены результаты применения метода скользящего среднего по 5-ти, 10-ти, 25-ти и 50-ти точкам, как для «шума», так и для «полезного сигнала». Видно, что спектр сигналов как «шума» так и «полезного сигнала» имеет зашумленный характер (1), поэтому перед операцией вычитания предложено для фильтрации применить метод скользящего среднего (2).

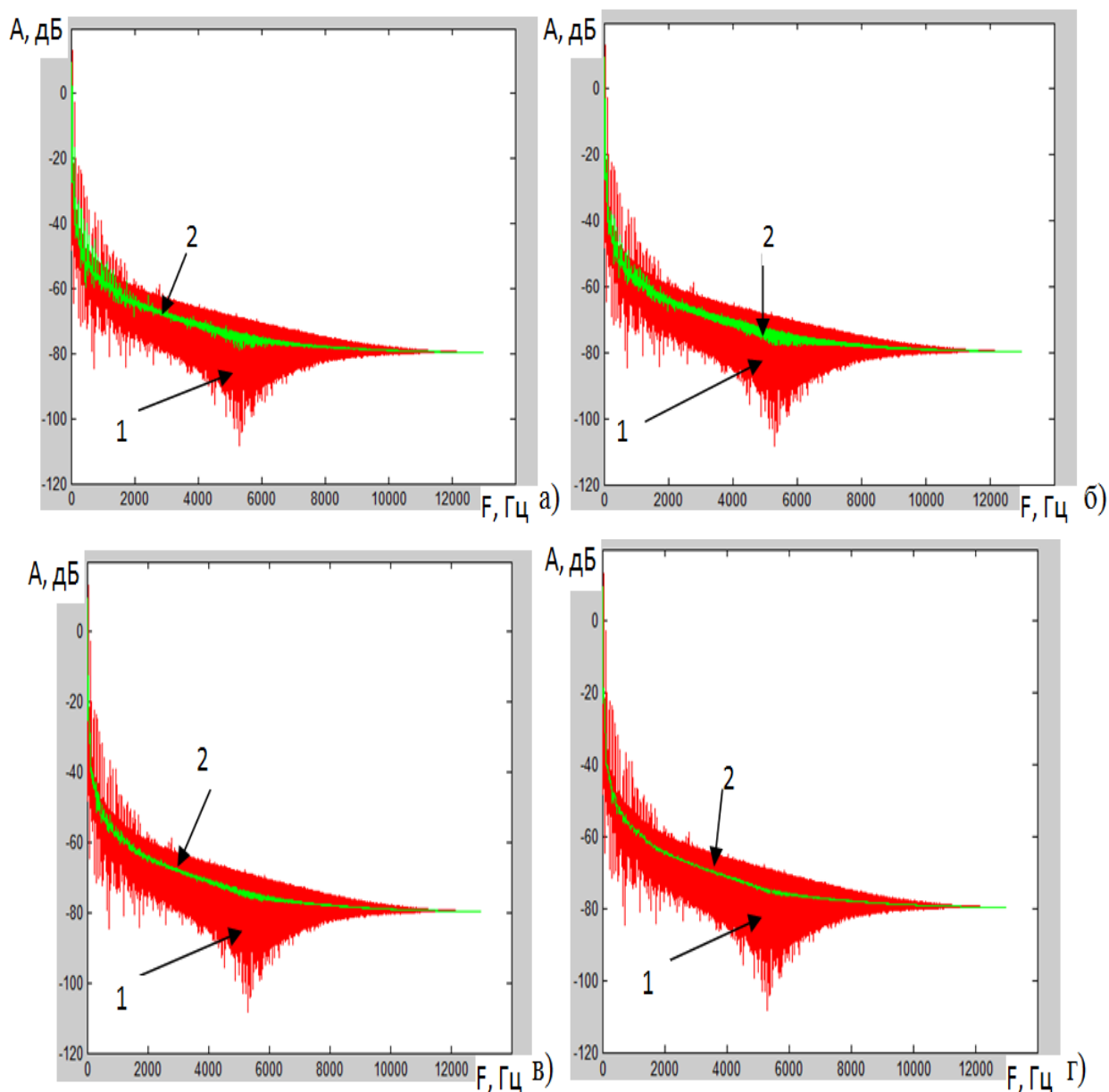


Рис. 10 – Применение метода скользящего среднего для «сигнала» по: а) пяти точкам; б) десяти точкам; в) двадцати пяти точкам; г) пятидесяти точкам

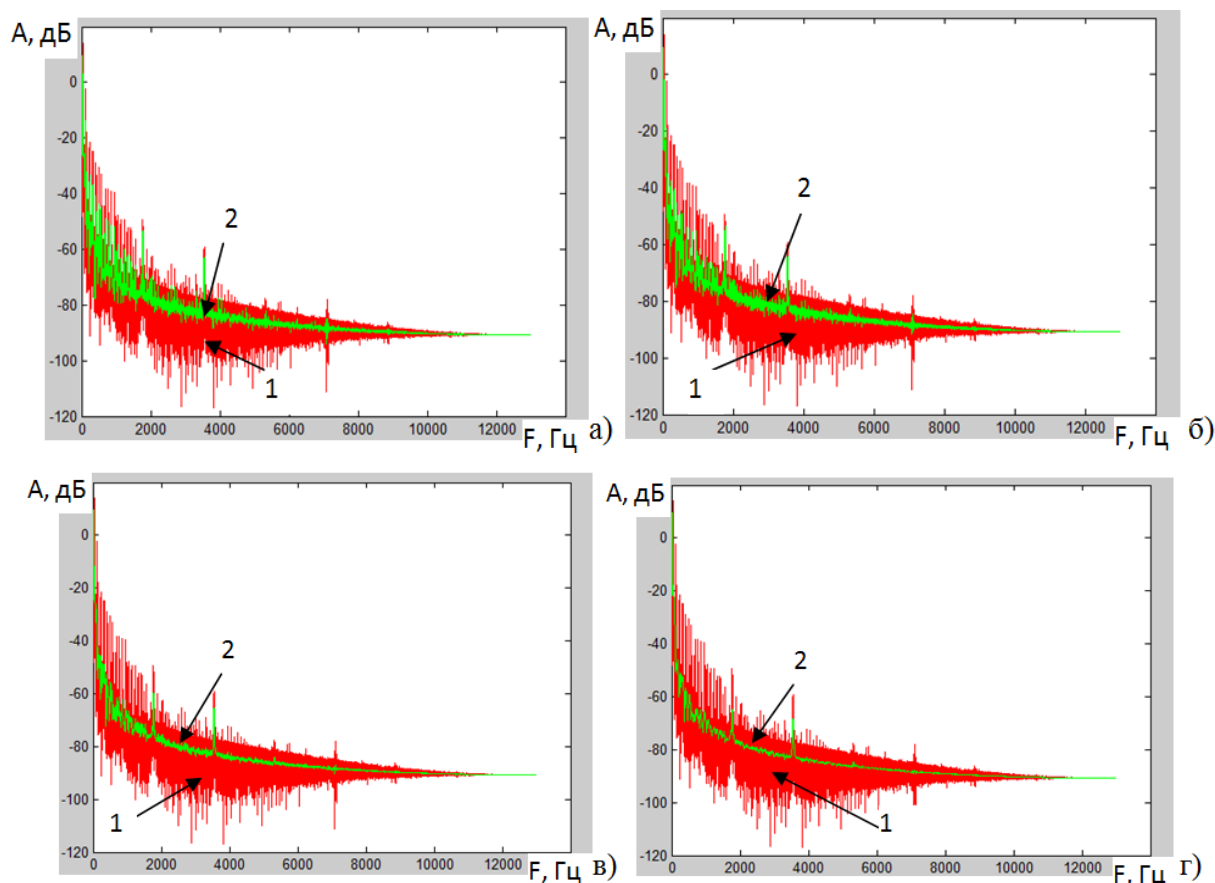


Рис. 11 – Применение метода скользящего среднего для «сигнала» по: а) пяти точкам; б) десяти точкам; в) двадцати пяти точкам; г) пятидесяти точкам

Как видно из рисунка 11, наилучшие результаты сглаживания шумов наблюдаются при применении метода скользящего среднего по 10 и 25 точкам. Примем для всех последующих исследований количество точек, по которым необходимо производить определение скользящего среднего, равным 10, т.к. при таком значении усреднения остаются все пики спектра, амплитуда которых больше чем амплитуды соседних пиков.

На следующем этапе необходимо вычлесть из сигнала «полезный сигнал» сигнал «шум», в результате чего, останется только та часть спектра, которая отвечает за наблюдаемый процесс, и который будет проще подвергнуть анализу. Результаты выполнения этой процедуры представлены на рис.12.

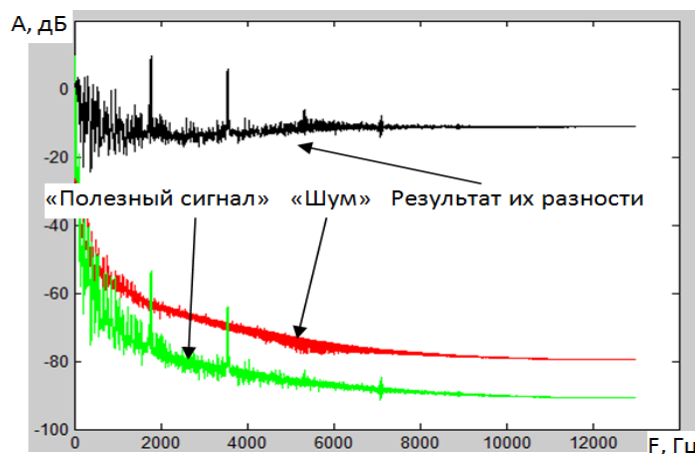


Рис. 12 – Результат вычитания сигнала «шума» из «сигнала»

Таким образом, алгоритм (методику) обработки цифрового сигнала, получаемого от датчика вибрации, схематически можно представить в виде, приведенном на рис.12:



Рис. 12 – Алгоритм (методика) цифровой обработки вибрационного сигнала

### Выводы

1. Показано, что в качестве наиболее эффективных методов диагностики состояния РИ, позволяющих оценивать состояние инструмента *непосредственно в процессе обработки*, в настоящее время достаточно широко применяются методы с использованием датчиков вибрации (акселерометров). Вместе с тем, показано, что диагностический сигнал, получаемый от них, как правило, является сильно «зашумленным», что существенно снижает качество оценки состояния РИ и, следовательно, эффективность процесса диагностики и принятия решения в автоматическом режиме.

2. Предложена методика цифровой обработки диагностического сигнала, обеспечивающая сглаживание шумов и выделение информативных пиков, на основе использования методов преобразование сигнала в его Фурье-спектр, в частности, алгоритма *быстрого преобразования Фурье* (БПФ).

3. При быстром преобразования Фурье непериодической функции, предложено применять *взвешивающие (весовые) окна*, которые вблизи краев анализируемого участка позволяют плавно сводить периодическую функцию к нулю. Показано, что наилучшим образом для этого работает окно с плоской полосой пропускания при ширине окна от 5 до 10 значений.

4. Для фильтрации сигнала и сглаживания шумов с целью выделения информативных пиков предложено применять метод скользящего среднего с количеством точек, равным 10.

5. Предложено, для анализа использовать не весь спектр сигнала, а разность между спектром «полезного сигнала» и спектром «шума», который наиболее полно характеризует изменение наблюдаемой величины и/или наблюдаемого процесса.

6. Доказано, что методика, основанная на использовании алгоритма БПФ, позволяет получить цифровой диагностический сигнал, наиболее правдоподобно характеризующий степень износа инструмента и позволяющий принимать необходимые технические решения без остановки процесса обработки.

**Перечень источников литературы:** 1. Подураев, В. Н. Технологическая диагностика резания методом акустической эмиссии [Текст] / В. Н. Подураев, А. А. Барзов, В. А. Горелов. - М. : Машиностроение, 1988. - 56 с.



2. S. Tangjitsitharoen, C. Rungruang, N. Pongsathornwiwat. Advanced Monitoring of Tool Wear and Cutting States in CNC Turning Process by Utilizing Sensor Fusion, *Advanced Materials Research*, 2011, Vols. 189-193, pp. 377-384.

3. H. Chelladurai, V.K. Jain, N.S. Vyas. Development of a cutting tool condition monitoring system for high speed turning operation by vibration and strain analysis, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2008, Vol. 37, pp. 471–485.

4. M. Mahardika, Z. Taha, D. Suharto, K. Mitsui, H. Aoyama. Sensor Fusion Strategy in the Monitoring of Cutting Tool Wear, *Key Engineering Materials*, 2006, Vols. 306-308, pp. 727-732.

5. V.S. Sharma, S.K. Sharma, A.K. Sharma. Cutting tool wear estimation for turning, *Journal of Intelligent Manufacturing*, 2008, Vol. 19, pp. 99–108.

6. A. Prateepasen, Y.H.J. Au, B.E. Jones. Acoustic Emission and Vibration for Tool Wear Monitoring in Single-Point Machining Using Belief network, *IEEE Instrumentation and Measurement Technology Conference*, Budapest, Hungary, May 21-23, 2001.

7. K. Jemielniak, T. Urbanski, J. Kossakowska, S. Bombinski. Tool condition monitoring based on numerous signal features, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2011.

8. S. Orhan, A.O. Er, N. Camuscu, E. Aslan. Tool wear evaluation by vibration analysis during end milling of AISI D3 cold work tool steel with 35 HRC hardness, *NDT&E International*, Vol. 40, 2007, pp. 121-126.

9. Блейхут, Р. Быстрые алгоритмы цифровой обработки сигналов [Текст]. – М.: «Мир», 1989.

10. Лукин, А.Н. Введение в цифровую обработку сигналов (математические основы). – 2007. Режим доступа: [\\http://audio.rightmark.org/lukin/dspcourse/dspcourse.pdf](http://audio.rightmark.org/lukin/dspcourse/dspcourse.pdf)

11. Попов, В.С. Исследование влияния боковых лепестков спектра окон на погрешности обработки и передачи сигнала. – 2010. Режим доступа: [\\http://windowing-matlab.narod.ru/](http://windowing-matlab.narod.ru/)

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

## МЕТОДИКА ЦИФРОВОЙ ОБРАБОТКИ ДИАГНОСТИЧЕСКОГО СИГНАЛА

Залога В. А., Зинченко Р. Н.

Предложена методика цифровой обработки диагностического сигнала, обеспечивающая сглаживание шумов и выделение информативных пиков, на основе использования методов преобразование сигнала с помощью окон и последующего преобразования его в Фурье-спектр. Для анализа состояния режущего инструмента предложено использовать не весь спектр сигнала, а разность между спектром «полезного сигнала» и спектром «шума», который наиболее полно характеризует изменение наблюдаемой величины и/или наблюдаемого процесса.

## МЕТОДИКА ЦИФРОВОЇ ОБРОБКИ ДІАГНОСТИЧНОГО СИГНАЛУ

Залога В. О., Зінченко Р. М.

Запропоновано методику цифрової обробки діагностичного сигналу, який передбачає згладжування шумів та виділення інформативних піків, на основі використання методів перетворення сигналів за допомогою вікон та послідовного перетворення його у Фур'є-спектр. Для аналізу стану різального інструменту запропоновано використовувати не весь спектр, а різницю між спектром «корисного сигналу» та спектром «шуму», який найбільш повно характеризує зміну спостережуваної величини та/або процесу.

## METHODS OF DIGITAL PROCESSING OF DIAGNOSTIC SIGNAL

Zaloha V. O., Zinchenko R. M.

The technique of digital processing of diagnostic signal, which provides smoothing of noise and selection of informative peaks, using the method of the input signal and using the windows and then convert it to a Fourier spectrum. For the analysis of the cutting tool will not use the full range of the signal, we have use the difference between the spectrum of a "useful signal" and the spectrum of the "noise" which best describes the change in the observed value and/or observable process.

Ключевые слова: цифровая обработка, Фурье-спектр, спектр сигнала.

Ключові слова: цифрова обробка, Фур'є-спектр, спектр сигналу.

Keywords: digital processing, Fourier spectrum, full range of the signal.

Дата надходження статті: 23 жовтня 2012 р

УДК 658.52.011.56

Шелковой А.Н., Мироненко Е.В., Ключко А.А., Чмырь В.А., Саенко М.А.  
 НТУ «Харьковский политехнический институт», г. Харьков, Украина  
 ДГМА, г. Краматорск, Украина

## ОБОБЩЕННАЯ МОДЕЛЬ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗАКАЛЕННЫХ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

### Введение

Обобщенная модель технологического процесса изготовления цилиндрических зубчатых колес заключается в процедуре построения оптимальной математической модели объекта управления. В основе анализа оптимизации технологического процесса как объекта управления и выбора класса математической модели лежат закономерности протекающих в нем явлений, а также априорная информация о процессах в подобных объектах. Основополагающую роль в научном развитии направления оптимизации технологических процессов механической обработки внесли украинские ученые Ямпольский Л.С., Полищук М.Н.

### Основная часть

С учетом внешних управляющих и возмущающих воздействий на упругую динамическую технологическую станочную систему (ДТСС), а также обратного действия упругой системы на рабочие процессы, изменяющего характер динамических явлений в этой системе (ДТСС), обобщенная схема процесса резания может быть представлена в виде, показанном на рис. 1 [5], где  $3У1$  и  $3У2$  – задающие устройства каналов соответственно подачи  $S$  и скорости  $V$ ;  $W_{oc1}$ ,  $W_{oc2}$ ,  $W_{oc3}$  и  $W_{oc4}$  – передаточные функции цепей обратных связей;  $f(t)$  – возмущающее воздействие на процесс формирования поверхностного слоя зубчатых колес;  $K_{11}...K_{16}$  – передаточные функции объекта управления по управляющему воздействию первого канала;  $K_{21}...K_{26}$  – передаточные функции по управляющему воздействию второго канала;  $L_{11}$ ,  $L_{12}$ ,  $L_{21}$  и  $L_{22}$  – передаточные функции перекрестных связей в регуляторе;  $E_1 ... E_6$  – передаточные функции по возмущению.

В зависимости от характера решаемых задач и конкретного вида обработки обобщенная схема может упрощаться путем исключения несущественных связей [5]:

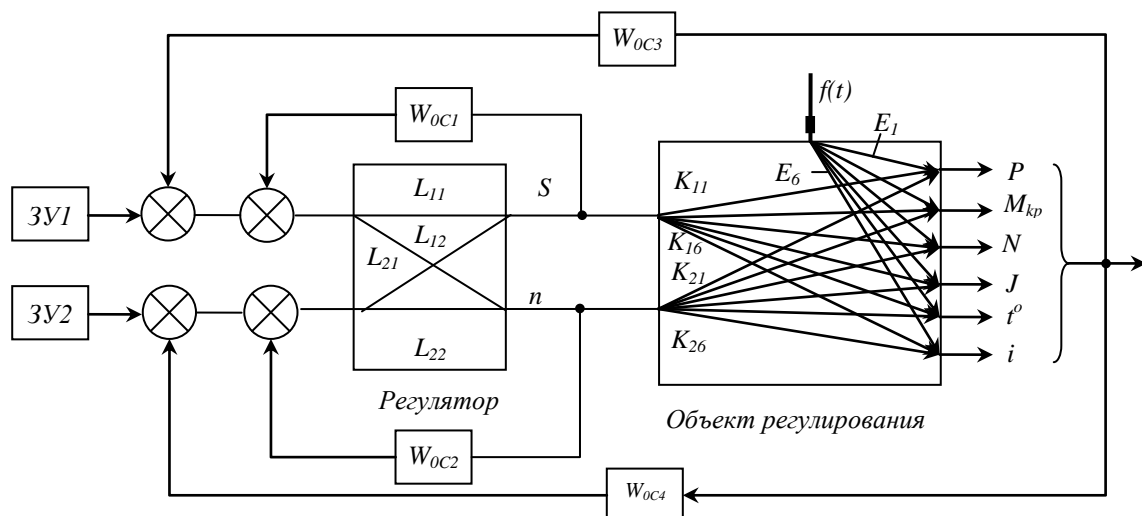


Рис. 1 – Обобщенная схема технологического процесса формообразования цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес

В основу разработки математического описания технологического процесса обработки цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес положена методика [1, 5].

Анализ взаимных связей в системе ДТСС позволяет выделить следующие ее основные особенности: динамическая система станка – замкнутая через процесс резания многоконтурная система, включающая источник энергии; воздействия основных элементов системы можно рассматривать как направленные; взаимодействие между рабочими процессами происходит через упругую систему. В соответствии с последней особенностью, определяемой разделением элементами упругой системы зон протекания рабочих процессов, представляется возможным перейти к эквивалентному представлению о динамической системе станка как об одноконтурной системе.

В связи со сложностью и недостаточной изученностью реальных процессов металлообработки при идентификации пользуются упрощенными (гомоморфными) математическими моделями, приведенными к виду, приемлемому для инженерных расчетов и анализа. При этом рядом явлений внутри исследуемого процесса и существующих между ними взаимосвязей пренебрегают.

При синтезе и анализе САПР ТО математическое описание объекта управления (ОУ) представляется в виде передаточных функций  $W_{об}(p)$ , характеризующих отношение лапласовых изображений входного  $X_{вх}(p)$  и выходного  $X_{вых}(p)$  сигналов с учетом условий формирования поверхностного слоя через коэффициент эффективности формообразования поверхностного слоя  $K_p$  [3].

Выбор входных и выходных  $W_{ii}(p) = \frac{X_{\dot{a}\dot{a}\dot{o}}(p)}{X_{\dot{a}\dot{o}}(p)} K_p$  переменных объекта управления.

Математическое описание технологических процессов обработки цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес как ОУ удобно рассматривать на примерах формообразования зубчатых колес специальными фрезами (СФ) и при скоростном зубофрезеровании фрезами, оснащенными режущими пластинками из твердого сплава и минералокерамики (ФТМ), имеющих обобщенную динамическую структуру и внутренние взаимосвязи.

В качестве управляемой величины, отражающей происходящие в процессе обработки изменения, выбирают величину упругих  $Y$  системы ДТСС. Не вдаваясь в подробности прямых и косвенных методов и средств определения величины  $Y$ , отметим их трудоемкость и значительные погрешности, возникающие при измерениях [2, 4, 5].

Результирующее упругое перемещение  $Y$  системы – следствие упругих деформаций в динамической технологической станочной системе (ДТСС). В связи с этим представляет практический интерес измерение факторов, являющихся причинами вектора силы резания  $P$  от подачи  $S$  и радиус округления режущей кромки инструмента  $\rho$  при встречном фрезеровании.

Однако для того, чтобы выбрать величину  $P = f(i_p, HRC, S)$  в качестве регулируемой, функции изменения радиуса обработки  $C = (F MB, S)$  и  $P = f(t_p, HRC, S)$  должны быть зависимыми. Это условие выполняется, если определители второго порядка матрицы

$$\begin{vmatrix} \frac{\partial(G)}{\partial t_0} & \frac{\partial(G)}{\partial S} & \frac{\partial(G)}{\partial H} \\ \frac{\partial(P)}{\partial t_0} & \frac{\partial(P)}{\partial S} & \frac{\partial(P)}{\partial H} \end{vmatrix} \quad (1)$$

равны нулю. Тогда, если,  $G = C_G \cdot t^{xG} \cdot S^{yi} \cdot H \cdot B^{zi}$ , то  $P = C_n \cdot t^x \cdot S^y \cdot H \cdot B^{zP}$ . Критерием подобия является отношение соответствующих параметров  $x_p/x_G = y_p/y_G = z_p/z_G$ . В случае линейности зависимости  $G$  от каждой составляющей силы резания имеет место  $G = a'P_y + b'P_z + c'P_x$ , причем коэффициенты  $a'$ ,  $b'$ ,  $c'$  определяют интенсивность влияния составляющих. В свою,

очередь регулируемая величина  $P = aP_y + bP_z + cP_x$ . Критерием выбора регулируемой величины будет условие  $a'/a = b'/b = c'/c$ .

Таким образом, выражение для регулируемой величины примет вид

$$P = C_p \cdot t^x \cdot S^y K_p \quad (2)$$

Выражение (2) в свою очередь связано с упругими деформациями системы ДТСС под действием сил резания уравнением жесткости [1, 5]

$$Y = P_y/j = C_p \cdot t^x \cdot S^y / j \quad (3)$$

где  $j$  – жесткость упругой системы.

Учитывая, что величина отношения  $x/y$  различна и уменьшается по направлению к передней бабке, для сечений, расположенных у задней бабки, а также при однопроходной обработке в качестве регулируемой величины следует выбирать радиальную составляющую  $P_y$ , а для сечений, расположенных у передней бабки –  $P_z$ .

Если считать, что  $h$  изменяется от 0 до  $a_{imax}$  – наибольшая толщина срезаемого слоя при встречном зубофрезеровании, то на участке резания  $\Delta 2$  будет пластическая деформация без стружкообразования, что и требовалось доказать

$$\Delta 2 = \frac{h}{\rho} < \Delta 1 = \left[ 1 - \frac{\mu+1}{\sqrt{2(\mu^2+1)}} \right],$$

Если при этом  $\rho = f(t, V_u)$  где  $t$  – длительность контакта инструмента с заготовкой,  $V_u$  – скорость износа поверхностей инструмента, включая радиусные, при этом можно предположить, что  $\rho \rightarrow \rho_{max}$ , то время, в течение которого будет расти по мере износа инструмента.

$$\frac{h}{\rho} < \left[ 1 - \frac{\mu+1}{\sqrt{2(\mu^2+1)}} \right],$$

где  $h = 0,01 \dots 1$  мм;  $\rho = 0,010 \dots 0,450$  мм;  $\mu = 0,15$ ;  $\Delta 1 = 0,161$  – граница зоны пластических деформаций (рис. 2) зависит от  $V, S_z$ .

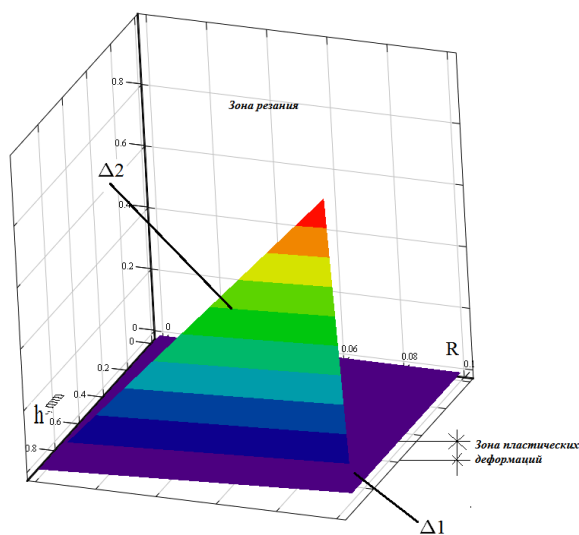


Рис. 2 – Область пластических деформаций в зоне формообразования поверхностного слоя цилиндрических зубчатых колес

Зоны пластических деформаций определяются условиями формообразования, при которых начинается процесс резания

1.С СОЖ при  $a_i > 0,31\rho$ , если без СОЖ, тогда при  $a_i > 0,5\rho$ .

2. Толщина срезаемого слоя  $a_i$  при встречном зубофрезеровании цилиндрических колес определяется как

$$a_i = S_z \cdot \sin \Psi_{\tilde{n}\tilde{e}} \cdot \sin \varphi \quad (4)$$

где  $S_z$  – подача на зуб;  $\psi_{ск}$  - угол скольжения при котором начинается резание;  $\varphi$  - угол профиля фрезы в рассматриваемой точке

3.Подача на зуб:

$$S_z = \frac{S_0}{Z} \quad (5)$$

4.Минутная подача:

$$S_{\tilde{i}\tilde{e}\tilde{i}} = S_0 \cdot n \quad (6)$$

$$S_z = \frac{S_{\tilde{i}\tilde{e}\tilde{i}} \cdot \pi \cdot d_{\tilde{o}\tilde{d}}}{10^3 \cdot V \cdot Z} \quad (7)$$

5.Скорость резания, число оборотов фрезы:

$$V = \frac{\pi \cdot d_{\tilde{o}\tilde{d}} \cdot n}{1000}, \quad n = \frac{1000 \cdot V}{\pi \cdot d_{\tilde{o}\tilde{d}}} \quad (8)$$

6.Подставляя в (2) значения (3), (4), (5), (6) получим:

$$a_i = \frac{S_{\tilde{i}\tilde{e}\tilde{i}} \cdot \pi \cdot d_{\tilde{o}\tilde{d}}}{10^3 \cdot V \cdot Z} \cdot \sin \Psi_{\tilde{n}\tilde{e}} \cdot \sin \varphi \quad (9)$$

где  $\varphi = 20^\circ$ , т.к. в основном рассматриваются зубчатые зацепления с исходным углом профиля  $20^\circ$ , т.е.  $\sin 20^\circ = 0,91294525$ .

7. Задаваясь конкретными значениями  $\rho$  и  $S_z$ , определяется минимальное значение углов скольжения без СОЖ и с СОЖ по формулам:

$$\text{без СОЖ:} \quad \sin \psi_{\tilde{n}\tilde{e}\tilde{i}} = \frac{0,5 \cdot \rho}{S_z \cdot \sin \varphi}, \quad \text{тогда } \psi_{\tilde{n}\tilde{e}\tilde{i}} = \arcsin \frac{0,5 \cdot \rho}{S_z \cdot \sin \varphi}, \quad (10)$$

$$\text{с СОЖ:} \quad \sin \psi_{\tilde{n}\tilde{e}\tilde{i}} = \frac{0,31 \cdot \rho}{S_z \cdot \sin \varphi}, \quad \text{тогда } \psi_{\tilde{n}\tilde{e}\tilde{i}} = \arcsin \frac{0,31 \cdot \rho}{S_z \cdot \sin \varphi}. \quad (11)$$

Изменение толщины срезаемого слоя при достижении минимального угла скольжения  $\psi_{скмин}$  изменяет коэффициент трения при наличии обязательного всплеска (скачка), что неблагоприятно сказывается на динамике резания и качество обработанной поверхности.

Основная формула для оптимизации технологического процесса формообразования зубчатых колес при встречном фрезеровании заключается:

1.В получении минимального значения угла скольжения  $\psi_{ск}$ , или получения максимального значения  $\sin \psi_{\tilde{n}\tilde{e}\tilde{i}}$  при котором процесс резания отсутствует с учетом варьирования переменных параметров режимов резания ( $S_{мин}$ ,  $V$ ) и геометрических параметров зуборезных фрез ( $\rho$ ,  $d_{фр}$ ,  $Z$ ):

$$\text{без СОЖ:} \quad \psi_{\tilde{n}\tilde{e}\tilde{i}} = \arcsin \frac{0,5 \cdot \rho \cdot 10^3 \cdot V \cdot Z}{S_{\tilde{i}\tilde{e}\tilde{i}} \cdot \pi \cdot d_{\tilde{o}\tilde{d}} \cdot \sin \varphi}, \quad (12)$$

$$\text{с СОЖ:} \quad \psi_{\tilde{n}\tilde{e}\tilde{i}} = \arcsin \frac{0,31 \cdot \rho \cdot 10^3 \cdot V \cdot Z}{S_{\tilde{i}\tilde{e}\tilde{i}} \cdot \pi \cdot d_{\tilde{o}\tilde{d}} \cdot \sin \varphi}. \quad (13)$$

2. Соотношение между углом скольжения  $\Psi_{ск}$  и наибольшим углом контакта зуба фрезы  $\Psi_{max}$  с обрабатываемой поверхностью позволяет установить эффективность процесса формообразования через коэффициент  $K_p$  [3].

Подставляя в технологические параметры обработки получим, удобное для теоретических и экспериментальных исследований выражение коэффициента эффективности

формообразования поверхностного слоя  $K_p$ .

$$\text{Угловой шаг зубьев фрезы } \varpi = \frac{360^\circ}{Z} \quad (14)$$

Максимальный угол контакта зуба фрезы с обрабатываемым зубчатым колесом (максимальный угол скольжения)  $\Psi_{\max}$

$$\sin \psi_{\max} = \frac{H_i}{R_{\delta\delta}} = \frac{2 \cdot H_i}{d_{\delta\delta}} = \frac{\sqrt{t \cdot (d_{\delta\delta} - t)}}{d_{\delta\delta}} \quad (15)$$

$$\psi_{\max} = \arcsin \frac{H_i}{R_{\delta\delta}} = \arcsin \frac{2 \cdot H_i}{d_{\delta\delta}} = \arcsin \frac{2 \cdot \sqrt{t \cdot (d_{\delta\delta} - t)}}{d_{\delta\delta}} \quad (16)$$

где  $t=2,25m$  – высота зуба зубчатого колеса.

Аналогичные расчеты выполнены и при анализе скоростного зубофрезерования. Для скоростного зубофрезерования в качестве выходной переменной коэффициент эффективности формообразования поверхностного слоя  $K_p$ , что в конечном итоге формирует обеспечений качества поверхностного слоя зубчатых колес.

Этот вывод может быть сделан, в частности, потому, что режущая способность  $k_{fp}$  специальных зубообрабатывающих фрез для встречного зубофрезерования сохраняется примерно на одном и том же уровне, т. е.  $k_{fp} = \text{const}$  в течении периода стойкости фрезы и имеет место линейная зависимость:

$$v_n = k_{fp} P_v. \quad (17)$$

В то же время коэффициент эффективности формообразования поверхностного слоя  $K_p$  имеет выраженную корреляцию с основными показателями качества процесса скоростного зубофрезерования — точностью размеров, шероховатостью обработанной поверхности, глубиной упрочненного слоя и машинным временем на обработку.

Приведенные исследования касаются обоснования выбора технологического регламента при решении задачи обеспечения заданного качества поверхностного слоя, точности обработки и производительности. Рассмотрим особенности выбора технологических параметров режима зубофрезерования при реализации показателей максимальной производительности и постановки задачи оптимизации обеспечения заданной точности обработки при максимально достижимой при этом производительности.

Обычно при определении максимума выражения

$$J_Q = vSt / (T + \tau_{cm}) \quad (18)$$

рассматривают  $J_Q$  и  $T$  как функции от  $v$ ,  $S$ ,  $t$ , что приводит к неразрешимости системы уравнений для различных значений показателей  $x$ ,  $y$ ,  $m$ , например, при нахождении экстремума экономического критерия  $J_Q$  с использованием множителей Лагранжа [5] и, как следствие, к ошибочному выводу о недостижимости максимума функции  $J_Q$  при использовании стойкостных зависимостей степенного вида [1, 5]. В связи с этим при оптимизации процесса обработки по производительности определяют максимум выражения  $J_Q$  и, полагая один из параметров  $v$ ,  $S$ ,  $t$  переменным, а два других – постоянными. Учитывая, что влияние каждого из технологических параметров режима резания на показатель качества различно, необходима объективная оценка при выборе параметра для управляющего воздействия. Для этого воспользуемся выражением [1, 5]

$$J_Q = v \cdot S \cdot t \cdot c_v^{1/m} / (c_m^{1/m} + \tau_{cm} \cdot v^{1/m} \cdot S^{y/m} \cdot t^{x/m}). \quad (19)$$

При заданных  $v$ ,  $t$  и переменной  $S$  выражение (3) представляет собой функцию от подачи  $S$ , причем для  $m < y < 1$ , как при  $S \rightarrow 0$ , так и при  $S \rightarrow \infty$ , значение  $J_Q(S) \rightarrow \infty$ , поскольку  $\lim_{S \rightarrow \infty} f(J_Q) = 0$ .

Если  $J_Q(S)$  имеет максимум, то в точке экстремума  $\frac{\partial J_Q(S)}{\partial S} = 0$ .

Для различных значений  $v = var$  при  $t = const$  получим семейство кривых  $J_Q = (S)_{max} l_v = v_i$ , анализ расположения максимумов  $J_Q (S)_{max}$ , для которых показывает, что с увеличением  $v$  экстремумы функций  $J_Q (S)_{max}$  убывают.

Если переменной является скорость  $v = var$ , а параметры  $S$  и  $t$  заданы и неизменны, причем для  $m < 1$ , как при  $v \rightarrow 0$ , так и при  $v \rightarrow \infty$  со, значение  $J_Q (v) \rightarrow \infty$ , поскольку  $\lim_{v \rightarrow \infty} f(J_Q) = 0$ .

Если  $J_Q (v)$  имеет максимум, то в точке экстремума  $\frac{\partial J_Q(v)}{\partial v} = 0$ . Тогда из выражения (19) определяем

$$v = c_y K_\rho / \left[ (1/m-1)^m \cdot \tau_{cm}^\tau \cdot t^x \cdot S^y \right] \tag{20}$$

После преобразования выражения (19) находим

$$J_Q(v)_{max} = mc_0 t^{1-x} K_\rho \cdot S^{1-y} / [\tau_{cm}^m \cdot (1/m-1)^{(m-1)}] \tag{21}$$

Функция (23) при  $t = const$  для различных  $S = S_i$ , представлена на рис. 12, б. Здесь  $S_1 > S_2 > \dots > S_i; v_1 > v_2 > \dots > v_i$ .

Преобразуем выражения (3.37) с учетом (3.36) и зависимость (3.39) к виду

$$J_Q (S)_{max} = AF_1; \tag{22}$$

$$J_Q (v)_{max} = AF_2, \tag{23}$$

где  $A = m^m c_v t^{1-x} S^{1-y} / \tau_{cm}^m$ ,  $F_1 = (y - m)^{(1-m)} / y$ ;  $F_2 = (1 - m)^{(1-m)}$ . Анализ функций  $F_1$  и  $F_2$ , показывает, что при  $y \rightarrow 1$  значение  $F_1 \rightarrow F_2$ ; при  $y \rightarrow m$  значение  $F_1 \rightarrow 0$ , причем максимальное значение  $F_1$ , как функции от  $y$  определяется дифференцированием  $\partial F_1 / \partial y = 0$ .

При этом получаем  $(1 - m) y (y - m)^{-m} - (y - m)^{1-m} = 0$ , что имеет место при  $y = 1$ , т. е.  $F_1 = F_2$ . Следовательно, для всех  $y$  в интервале  $m < y < 1$  имеет место  $J_Q (v)_{max} > J_Q (S)_{max}$ , поэтому алгоритм управления и систему технологической оптимизации процесса зубофрезерования следует строить с учетом выражения (20), т. е. по параметру  $v$ . В этом случае решение задачи оптимизации может быть представлено системой уравнений

$$\left\{ \begin{array}{l} T_Q = (1/m-1) \cdot \tau_{cm}; \tag{24} \\ v_Q = c_v / \left[ (1/m-1)^m \cdot \tau_{cm}^m \cdot S^y_{don} \cdot t^x_{don} \right]; \tag{25} \\ S = S_{don}; \\ t = t_{don}; \\ J_{Qmax} = m \cdot c_v \cdot t^{1-x}_{don} \cdot S^{1-y}_{don} / \left[ \tau_{cm}^m \cdot (1/m-1)^{m-1} \right] \tag{26} \end{array} \right.$$

График функции  $J_Q (v)$  зависимости (26) имеет вид одной из кривых для  $S_i = S_{доп}$ ;  $t = t_{доп}$ . Одним из методов управления точностью зубообработки является внесение поправок в размер статической и динамической настройки динамической технологической станочной системы (ДТСС), что предполагает для стабилизации величины  $Y$  на заданном уровне при колебаниях припуска и твердости материала при встречном зубофрезеровании изменение величины толщины срезаемого слоя с учетом угла скольжения зуба фрезы. При изменении  $S_2 \rightarrow S_3$  для  $v_2 = const$  имеет место  $J_Q(v) < J_Q(v)_{max}$ . Значение  $J_Q(v)$  можно несколько повысить за счет управления скоростью  $v_2 \rightarrow v_3$ , однако и в этом случае  $J_Q(v)_{max2} < J_Q(v)_{max3}$ . Иными словами, при обеспечении заданной точности обработки действительная производительность определяется зависимостью

$$J_D = \int_{S_{доп}}^{S_i} J_Q (v)_{max} / S = S_i dS / (S_i = S_{доп}),$$



Выражение (3.46) определяет достижимое при данных ограничениях по точности обработки значение производительности в условиях, когда оптимизация осуществляется по одному параметру скорости резания  $v$ , а параметр  $S$  используется для управления точностью обработки. Практический интерес представляет задача нахождения максимума  $J_Q$  при условии (3.15) в общей постановке, когда все три параметра  $t$ ,  $S$ ,  $v$  технологических параметров резания являются переменными [5]. Для решения задачи воспользуемся выражением (3.35). Для упрощения поиска решения представим параметры  $v$  и  $t$  как функции от  $S$ , т. е.  $v = v(S)$ ;  $t = t(S)$ . Тогда  $J_{Qn} = J_Q [v(S), t(S), S]$ .

Если функция  $J_Q$  имеет максимум в области существования, то  $dJ_Q/dS=0$ . После дифференцирования выражения (19) по подаче и некоторых преобразований можно получить

$$(a - be^{v_2+S_1+t_1})\partial v_2 + \frac{1}{x}(a - ce^{v_1+S_1+t_1})t_2 + \frac{1}{y}(a - de^{v_2+S_1+t_1})\partial S_2=0, \quad (27)$$

В формуле (3.46) введены новые обозначения и переменные:  $a = c_v^{1/m}$ ;  $a = cvd = \tau_{cm}(\frac{y}{m} - 1)$ ;  $v_1 = v^{1/m}$ ;  $S_1 = S^{y/m}$ ;  $t_1 = t^{x/m}$ ;  $\partial v = mv_1^{m-1}$ ;  $\partial S = (\frac{m}{y})S_1^{m/y-1}\partial S_1$ ;  $\partial t = (\frac{m}{x})t_1^{m/x-1}\partial t_1$ ;  $v_2 = \ln v_1$ ;  $S_2 = \ln S_1$ ;  $t_2 = \ln t_1$  с учетом  $\partial v_2 = \partial v_1/v_1$ ;  $\partial S_2 = \partial S_1/S_1$ ;  $\partial t_2 = \partial t_1/t_1$ ;  $v_1 = e^{v_2}$ ;  $S_1 = e^{S_2}$ ;  $t_1 = e^{t_2}$ .

Произведем замену:

$$Z = e^{v_2+S_2+t_2}; v_2 + S_2 + t_2 = \ln Z; \partial v_2 + \partial S_2 + \partial t_2 = \partial Z/Z$$

При этом

$$\left. \begin{aligned} \partial v_2 &= \partial Z/Z - \partial t_2 - \partial S_2; \\ \frac{1}{x} \partial t_2 &= \frac{1}{x} (\partial Z/Z - \partial S_2 - \partial v_2); \\ \frac{1}{y} \partial S_2 &= \frac{1}{y} (\partial Z/Z - \partial v_2 - \partial t_2); \end{aligned} \right\} \quad (3.47)$$

Перепишем выражение (3.46) с учетом значений  $b$ ,  $c$ ,  $d$ ,  $Z$  и системы (3.47):

$$\begin{aligned} (1+1/x+1/y) \partial Z/Z - \tau_{cm} \partial Z/[m(a+\tau_{cm}Z)] = \\ = (1/x+1/y)\partial v_2 + (1+1/x)\partial S_2 + (1+1/y)\partial t_2. \end{aligned}$$

После интегрирования с учетом  $Z = e^{v_2+S_2+t_2}$  получим

$$e^{mv_2 + (m/y)S + (m/x)t_2} = (a - \tau_{cm}e^{v+S_2+t_2}) R, \quad (28)$$

где  $R$  – постоянная интегрирования.

После обратной замены значений  $v_2$ ,  $S_2$  и  $t_2$  и далее значений  $v_1$ ,  $S_1$  и  $t_1$  выражение (28) а окончательном виде запишется следующим образом:

$$vSt/(c_r^{1/m} + \tau_{cm} \cdot v^{1/m} \cdot t^{x/m} \cdot S^{y/m}) = R = const. \quad (29)$$

Зависимость (29) получена из условия  $J_Q = J_{Qmax}$ . Сопоставление выражений (19) и (29) показывает, что

$$J_{Qmax} = c_v^{1/m} \cdot R. \quad (30)$$

Постоянную  $R$  определим из сравнения выражений (30) и функции (3.44) при  $S = S_{доп}$ ;  $t = t_{доп}$ , т. е. при начальных условиях с учетом выражения (3.49):

$$R = (1-m) v_Q \cdot S_{доп} \cdot t_{доп} / c_v^{1/m}. \quad (31)$$

Искомое решение для общей задачи находим при подстановке значения из выражений (31) в выражение (29) в виде уравнения поверхности, на которой производительность  $J_Q = J_{Qmax} = const$ :

$$vSt / (c_v^{1/m} + \tau_{cm}^{1/m} \cdot S^{y/m} \cdot t^{x/m}) = (1-m) \cdot v_Q \cdot S_{don} \cdot t_{don} / c_v^{1/m} \quad (32)$$

Для определения значения  $T_Q$  в общей постановке задачи решаем совместно выражения  $J_Q = vSt / (T - \tau_{cm})$ , (30) и (31). В результате получим

$$T_Q = C_x \tau_{cm} (1-m) v_Q \cdot S_{don} \cdot t_{don} / [vSt - (1-m) v_Q \cdot S_{don} \cdot t_{don}]. \quad (33)$$

Из выражения (33) следует, что оптимальное значение периода стойкости зависит от технологических параметров зубообработки  $v$ ,  $S$  и  $t$ , которые корреляционно связаны с условиями равновесного состояния формообразования поверхностного зубчатых колес параметром  $C_x$  [4]:

$$C_x = \frac{H_p \cdot W_p \cdot (0,75 \cdot R_z)^4}{S_m^6 \cdot k^{-12}} \quad (34)$$

где  $H_p$ , – высота сглаживания макроотклонения,  $W_p$  – высота сглаживания профиля волнистости,  $R_z$  – высота неровностей профиля по десяти точкам,  $S_m$  – средний шаг неровностей,  $k (H_{\mu 0})$  – степень упрочнения.

Значение комплексного параметра, обеспечивающего требуемую износостойкость обработанной поверхности, рассчитывается по формуле

$$C_x = 3375 \cdot \left[ \frac{\sigma_b \cdot E}{\pi \cdot (1 - \mu^2)} \right]^3 \cdot \left( \frac{10 \cdot I \cdot n}{\chi \cdot p} \right)^6 \quad (35)$$

где  $\sigma_b$  – напряжение текучести,  $E$  – модуль упругости,  $\mu$  – коэффициент Пуассона,  $n$  – число циклов воздействия, которое приводит к разрушению поверхности зубчатых колес,  $I$  – интенсивность износа зубчатых колес в период нормального износа,  $\chi$  – коэффициент, учитывающий параметры опорной кривой,  $p$  – удельная нагрузка, приходящаяся на геометрическую площадь контакта.

Теперь, имея выражения (32) и (33) для общей постановки задачи оптимизации зубообработки, можно перейти к определению следующих условий:

при  $S = S_{don} = const$ ;  $t = t_{don} = const$ ;  $v = var$  из выражения (31) находим известные соотношения

$$\left. \begin{aligned} v_Q &= C_x c_v / [ \tau_{cm}^m (1/m-1)^m S_{don}^y t_{don}^x ]; \\ T_Q &= C_x \tau_{cm} (1/m-1), \end{aligned} \right\} \quad (36)$$

соответствующие точке на поверхности отклика; в этой точке  $J_Q = J_Q max$ , а оптимальное значение  $T_Q$ , зависит от параметра  $C_x$ . При  $t = t_{don} = const$ ;  $v = var$ ;  $S = var$  из выражения (32) находим соотношения

$$\left. \begin{aligned} vS / (c_v^{1/m} + \tau_{cm} \cdot t_{don}^{x/m} \cdot v^{1/m} \cdot S^{y/m}) &= (1-m) \cdot v_Q \cdot S_{don} / c_v^{1/m}; \\ T_Q &= C_x (1-m) \cdot \tau_{cm} \cdot v_Q \cdot S_{don} / [vS - (1-m) \cdot v_Q \cdot S_{don}], \end{aligned} \right\} \quad (37)$$

соответствующие кривой, на которой  $J_Q = J_Q max = const$ , причем оптимальное значение  $T_u$  зависит от  $C_x$ ,  $v$  и  $S$ .

С учетом равенства выражений (31) и (29) перепишем уравнения оптимальной поверхности (32) и оптимальной кривой (37) соответственно в виде:

$$vSt / c_v^{1/m} + C_x \tau_{cm} v^{1/m} S^{y/m} t^{x/m} = mc_v^{1-1/m} S_{don}^{1-y} t_{don}^{1-x} / [\tau_{cm}^m (1/m-1)^{m-1}] \quad (38)$$

Таким образом, представляется возможным осуществлять управление качеством обработки при изменении подачи  $S$  в соответствии с зависимостью (3) и при изменении скорости  $v$  согласно выражению (38), являющегося уравнением кривой оптимального

сочетания технологических параметров зубообработки при максимальной производительности, т. е.  $J_D < J_{Qmax} = \text{const}$ .

Возникающая потеря производительности определяется из отношения  $J_{Qmax} / J_D$ .

Следовательно, используя алгоритм управления согласно выражению (37), можно повысить производительность зубообработки за счет достижения значения  $J_D < J_{Qmax} = \text{const}$ . Действительно, при  $S_i \rightarrow S_{дон}$  отношение  $J_{Qmax} / J_D \rightarrow 1$ , а при  $S_i \rightarrow 0$  отношение  $J_{Qmax} / J_D \rightarrow (2-y) > 1$ , так как  $y < 1$ .

Проведенные исследования и полученные зависимости (37) позволяют перейти к построению областей оптимального технологического управления процессом зубообработки и разработке систем технологического оптимального управления, реализующих такие алгоритмы.

Обобщенная модель и эквивалентная структурная схема для различных технологических процессов зубообработки имеет свои особенности, отражающиеся в обобщенной математической модели и эквивалентной структурной схеме.

Передаточная функция процесса зубофрезерования по возмущающему воздействию имеет вид

$$W_p^t(p) = K_p (1 - T_v p) / (1 + T_p p), \tag{39}$$

где  $\xi$  – удельная сила резания;  $\sigma_0$  – условный предел текучести;  $\xi$  – коэффициент усадки стружки;  $T_v = a_i \xi / v$  – переменная стружкообразования;  $a$  – переменная толщина или заданное значение толщины стружки. При зубофрезеровании толщина срезаемого слоя  $a_i = S_z \cdot \sin \Psi_{ск} \cdot \sin \varphi$ , где  $S_z$  – подача на зуб;  $\varphi$  – угол профиля зуба фрезы;  $T_p = K_p / v$ ;  $K_p$  – коэффициент формообразования поверхностного слоя (3.6).

На рис. 3 показана обобщенная структурная схема процесса зубофрезерной обработки, построенная с учетом встречного фрезерования. Поскольку

$$P_y = W_v^3(\rho) \varepsilon + W_v^j(\rho) f \tag{40}$$

где  $\varepsilon = (A - Y)$  – установившаяся ошибка, а для случая действия возмущающих воздействий  $f(t)$  на входе величина  $A = 0$  и  $e = Y$ .

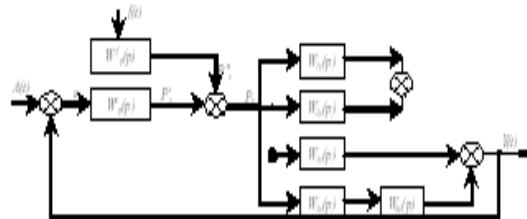


Рис. 3 – Обобщенные структурные схемы процессов при скоростном зубофрезеровании фрезами, оснащенными режущими пластинками из твердого сплава и минералокерамики

Учитывая, что  $Y = P_z W_z(p)$ , из выражения (3.62) получаем

$$Y = W_y(p) [W_p^t(p) f(p) - W_p^s(p) Y(p)] \tag{41}$$

Передаточная функция динамической технологической станочной системы ДТСС по возмущающему воздействию может быть записана в виде

$$W_{СПИД}^s(p) = Y(p) / f(p) = W_y(p) \cdot W_p^t(p) / [1 + W_y(p) W_p^s(p)] = \\ = (g_7 p^7 + g_6 p^6 + \dots + g_1 p + g_0) / (u_9 p^9 + u_8 p^8 + \dots + u_1 p + u_0).$$

Аналогично функция  $W_{СПИД}^s(p)$  по управляющему воздействию определяется из

выражения (39) при  $f = 0$ , т. е. при

$$P_y = W_v(p) A(p) - W_v(p) Y(p)$$

с учетом  $Y = P_y W_y(p)$  можно записать  $Y(p) [1 + W_y(p) W_p^s(p)] = W_y W_p^s(p) A(p)$ . Тогда выражение для функции  $W^s_{СПИД}(p)$  принимает вид

$$\begin{aligned} W^s_{СПИД}(p) &= Y(p) / A(p) = W_y(p) \cdot W_p^s(p) / [1 + W_y(p) W_p^s(p)] = \\ &= (c_7 p^7 + c_6 p^6 + \dots + c_1 p + c_0) / (u_9 p^9 + u_8 p^8 + \dots + u_1 p + u_0). \end{aligned} \quad (42)$$

При скоростном зубофрезеровании фрезами, оснащенными режущими пластинками из твердого сплава и минералокерамики сложные функциональные связи между процессами в замкнутой динамической системе станка, проявляющиеся через взаимодействие элементов динамической системы ДТСС, с процессами резания приводят к изменению составляющей  $P_z$  силы резания при изменении жесткости динамической технологической станочной системы  $j_{ДТСС}$ .

$$\Delta_{упр.ДТСС} = \frac{P_z}{j_{ДТСС}} \quad (43)$$

где  $j_{ДТСС}$  – жесткость динамической технологической станочной системы (ДТСС);  $P_z$  — нормальная составляющая силы резания при зубофрезеровании [4]:

$$P_z = C_{Pz} \alpha^{x_{pz}} v_p^{y_{pz}} K_\rho F^{m_{pz}} k_{zl}$$

Сила резания, деформируя упругую систему ДТСС, вызывает в свою очередь относительные смещения дисковых немодульных фрез и обрабатываемой заготовки и, как следствие, изменение толщины срезаемого слоя  $a_i = S_z \cdot \sin \Psi_{ck} \cdot \sin \varphi$  на величину упругих деформаций (перемещений)  $\Delta_{упр.ДТСС}$  в системе ДТСС:

$$\begin{aligned} t_p(t) &= \left[ \int_0^t v_n(t) \partial t - \int_0^t v_n(t - T_{фр}) \partial t \right] - \left[ (\Delta_{упр.ДТСС}(t) - \delta_y(t - T_{фр})) \right] - \\ &= \left[ (\Delta_{упр.ДТСС}(t) - k_\rho \cdot (t - T_{фр})) \right]. \end{aligned} \quad (44)$$

где  $\int_0^t v_n(t) \partial t - \int_0^t v_n(t - T_{фр}) \partial t$  – координата режущей кромки инструмента с учетом момента времени  $(t - T_{фр})$ ;  $T_{фр} = l/n_\delta$  – время одного оборота;  $n_\delta$  – число оборотов фрезы в единицу времени;  $(\Delta_{упр.ДТСС}(t) - \delta_y(t - T_{фр}))$  – упругие деформации станка в радиальном направлении с учетом момента времени  $(t - T_{фр})$ ;  $(\Delta_{упр.ДТСС}(t) - (t - T_{фр}))$  – упругие деформации станка в радиальном направлении на угле скольжения фрезы  $\psi_{ck}$ ;  $\delta_y(t) = \int_0^t k_\rho \cdot P_y(t) \partial t$ .

Выражения (42), (43) и (44) соответственно для процессов встречного зубофрезерования и скоростного зубофрезерования позволяют исследовать влияние различных постоянных времени, входящих в эти выражения, на устойчивость всей системы в целом и вместе с тем оптимизировать технологические параметры обеспечения производительности, точности и качества зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес с учетом основных показателей зубчатых передач – их надежности и КПД, которые в значительной мере определяются эксплуатационными свойствами зубчатых цилиндрических колес (пределом выносливости, износостойкостью, коэффициентом трения, константной жесткостью, прочностью). В свою очередь эксплуатационные свойства характеризуются состоянием поверхностного слоя зубчатых колес, определяемым технологией их изготовления с учетом динамических свойств объектов управления – зубообрабатывающего оборудования.

Чистовая зубообработка колес (рис. 4) крупного модуля выполняется методом прерывистого обката с использованием дисковых немодульных фрез (размеры фрезы не зависят от модуля), оснащенных минералокерамическими пластинками и новой конструкцией специального фрезерного суппорта [3]. Метод прерывистого обката обладает

тем преимуществом, что в момент рабочего хода инструмента заготовка колеса неподвижна или совершает незначительный поворот, т.е. обработка протекает, по сравнению с методом обкатки с обеспечением наибольшей контактной жесткости инструмента и определяет способность поверхностных слоев зубчатых колес, находящихся в контакте с режущей кромкой инструмента, с учетом радиуса округления  $\rho$ , мм, обеспечивать процесс резания.

Для обеспечения оптимальной долговечности и технологической надежности процесса формообразования зубчатых закаленных колес немодульными фрезами необходимо придавать обработанным поверхностям наиболее выгодные геометрические характеристики и физико-механические свойства. Эксплуатационные свойства зубчатых колес зависят на стадии изготовления от точности обработки, марки материала, его структуры и твердости, а также шероховатости поверхностей в зависимости от способа или метода их получения.

При механической обработке зубьев закаленных колес скоростным резанием немодульными фрезами поверхностный слой подвергается пластической деформации и местному кратковременному нагреву. В этом слое возникают остаточные напряжения, которые имеют значительную величину.

В соответствии со сложившимся представлением о процессе обработки поверхностей зубчатых колес, одним из его результатов является образование равновесной шероховатости. Несущая способность поверхности зубчатых колес, их коэффициент трения и интенсивность износа при трении скольжения наряду с шероховатостью, определяются макроотклонением, волнистостью и физико-механическими свойствами (микротвердость и остаточные напряжения), видом обработки и технологическими особенностями конструкции немодульных фрез. Поэтому образующаяся шероховатость поверхностей будет зависеть от остальных параметров состояния поверхностного слоя инструмента и обрабатываемой поверхности зубчатых колес.

Кроме того, при этом методе частота вращения инструмента не связана кинематически с частотой вращения заготовки, что позволяет использовать в качестве режущих материалов керамику и сверхтвердые материалы, т.е. увеличить скорость резания в 3-4 раза (до 5-8 м/с) и обеспечить повышение производительности обработки при высоком качестве обработанной поверхности зубьев. Обработка проходит при увеличенном, по сравнению с червячной фрезой, количестве резов, профилирующих эвольвентную поверхность зубьев, что формирует высокую их точность и низкую шероховатость.

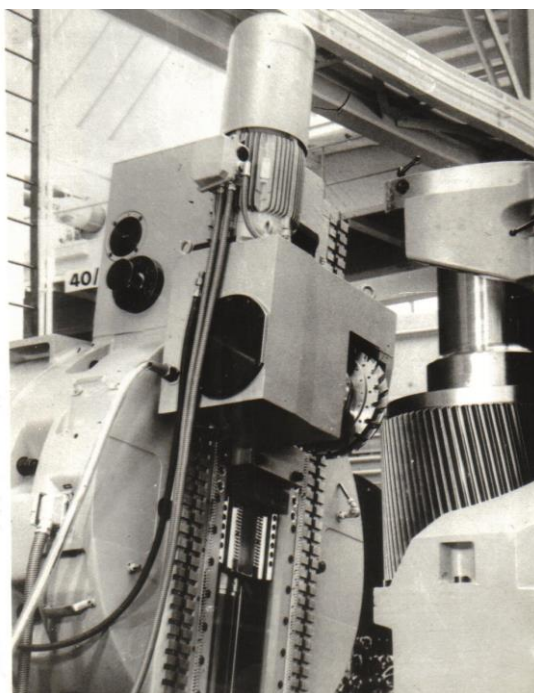


Рис. 4 – Специальный фрезерный суппорт с дисковыми фрезами

Рабочая модель и упрощенная структура объекта управления связана с оптимизацией зубообрабатывающего оборудования, определяется не только точностью идентификации и адекватностью математической и физической моделей объекта управления, но и выявлением допустимой степени упрощения динамической модели системы без ущерба для требуемых показателей качества обработки. С целью упрощения модели передаточные функции замкнутой динамической технологической станочной системы (ДТСС) по возмущающему (3.67) и управляющему (3.64), (3.68) воздействиям исследуются с помощью итерационного метода уточнения значения корня нелинейного функционального (операторного) уравнения (обобщение метода Ньютона). Для уравнения  $P(x)=0$ , где  $P$ - нелинейная операция, действующая из одного банахова пространства в другое.

Аналитико-экспериментальное исследование объекта управления сводится к анализу переходных процессов, построенных с использованием стандартных программ с информативной Рунге – Кутта, для чего полиномы передаточных функций (42), (43) и (44) вначале записываются в нормальном виде Коши:

$$\left. \begin{aligned} Y(u_9 p^9 + u_8 p^8 + \dots + u_1 p + u_0) &= f(g_7 p^7 + g_6 p^6 + \dots + g_1 p + g_0); \\ Y(u_9 p^9 + u_8 p^8 + \dots + u_1 p + u_0) &= A(c_6 p^6 + c_5 p^5 + \dots + c_1 p + c_0); \end{aligned} \right\} \quad (45)$$

$$\left. \begin{aligned} \Delta_{\text{упр. ДТСС}} (F_7 p^7 + F_6 p^6 + \dots + F_1 p + F_0) &= f(d_4 p^4 + d_3 p^3 + d_2 p^2 + d_1 p + d_0); \\ \delta_n (F_7 p^7 + F_6 p^6 + \dots + F_1 p + A_0) &= v_m (B_2 p^2 \dots B_1 p c + B_0) \end{aligned} \right\} \quad (46)$$

а затем в виде систем уравнений первого порядка, освобождаясь от коэффициента при старшем члене выражений (в связи с аналогичностью процедуры для всех уравнений систем (3.69) и (3.68), приводится последовательность определения системы уравнений первого порядка только для случая передаточной функции процесса встречного зубофрезерования по возмущающему воздействию):

Далее приводят полученные выражения к виду системы уравнений 1-го порядка и, принимая возмущающее воздействие  $f(t) = 1$ , с учетом значений коэффициентов  $u_0 \dots u_9$ ;  $g_0 \dots g_i$  получают

$$\begin{aligned} Z[1] &= -V_1 Y[9] + V_2; \\ Z[2] &= Y[1] - V_3 Y[9] + V_4; \\ Z[3] &= Y[3] - V_5 Y[9] + V_6; \\ [9] &= Y[8] - V_{17} Y[9] + V_{18}. \end{aligned} \quad (47)$$

На рис. 5 приведены упрощенные структуры объекта управления процесса встречного зубофрезерования, полученные из обобщенной структурной схемы с учетом коэффициента эффективности формообразования поверхностного слоя  $K_p$  и сочетаний следующих элементов :

$$\begin{aligned} a - W_{1y}(p) &= 0; \quad b - W_{2y}(p) = 0; \quad в - W_{3y}(p) = 0; \quad z - W_{4y}(p) = 0; \\ \partial - Ц_{5н}(z) &= 0 \text{ ж } Ц_{1н}(z) = 0 \text{ ж } e - Ц_{4н}(z) = 0 \text{ ж } Ц_{2н}(z) = 0 \text{ ж } \\ жс - W_{3н}(p) &= 0; \quad з - T' = 0; \quad W_{3н}(p) = 0; \quad и - W_{3н}(p) = 0; \\ T_v = T' &= 0 \text{ ж } к - Ц_{3н}(z) = 0 \text{ ж } Ц_{1н}(z) = 0 \text{ ж } л - Ц_{3н}(z) = 0 \text{ ж } \\ &W_{2y}(p) = 0. \end{aligned}$$

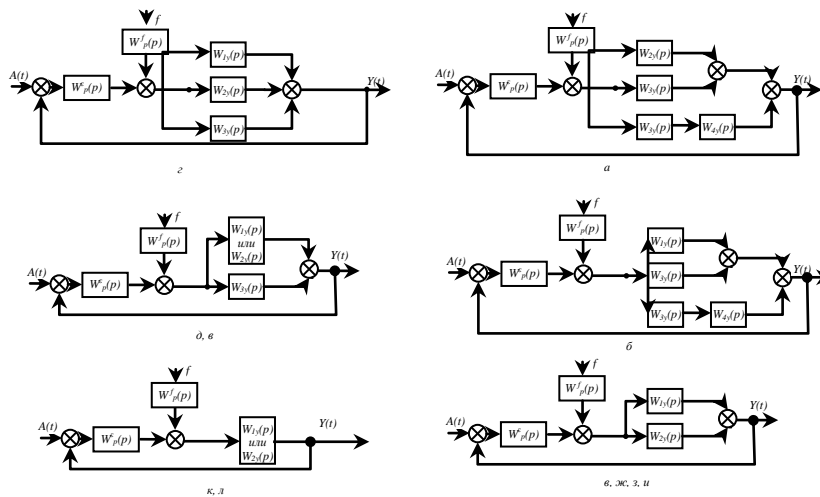


Рис. 5 – Упрощенные структуры объекта управления процесса встречного зубофрезерования и скоростного зубофрезерования

Анализ влияния отдельных элементов и их параметров на характер переходного процесса показывает, что постоянные времена  $T_v$  и  $T'_v$ , а также звено  $W_{3y}(p)$  несущественно влияют на динамические свойства объекта управления и в большинстве случаев ими можно пренебречь. Модель процесса встречного зубофрезерования можно упростить и представить структурой [1, 5] с передаточными функциями по возмущающему и управляющему воздействиям (рис. 5, и):

$$W_{спид}^f(p) = Y(p)/f(p) = W_p^f(p) = W_p^f(p) \cdot W_{y.c}(p) / [1 + W_p^s(p) \cdot W_{y.c}(p)] =$$

$$= (g_2 p^2 + g_1 p + g_0) / (l_5 p^5 + l_4 p^4 + \dots + l_0),$$

$$W_{спид}^s(p) = Y(p) \cdot A(p) = W_p^s(p) \cdot W_{y.c}(p) / [1 + W_p^s(p) \cdot W_{y.c}(p)] =$$

$$= (c_2 p^2 + c_1 p + c_0) / (l_5 p^5 + l_4 p^4 + \dots + l_0),$$

где  $W_p^s(p) = k_p / (T_p p + 1)$ ;  $W_p^i(p) = k_p / (T_y p + 1)$ ;

$W_{y.c}(p) = W_c(p) = W_{2y}(p) - W_{1y}(p) = k_2 c / (T_1^2 p^2 + T_2 p + 1) - k_1 c / (T_1^2 p^2 + T_2 p + 1)$ .

Практический интерес для конкретных видов обработки и условий скоростного зубофрезерования представляют сочетания элементов структуры, показанной на рис. 5 со следующими значениями передаточных функций звеньев:

$$a - W_p(p) = k_p, W_p^f(p) = k_p^f; W_y(p) = k_y; б - W_p(p) = k_p / (T_p p + 1)$$

$$W_p^f(p) = k_p^f / (T_p p + 1), W_y(p) = k_y; в - W_p(p) = k_p, W_p^f(p) = k_p^f,$$

$$W_y(p) = k_y / (T_1^2 p^2 + T_p + 1); г - W_p(p) = k_p / (T_p p + 1),$$

$$W_p^f(p) = k_p^f / (T_p p + 1), W_y(p) = k_y / (T_1^2 + T_2 p + 1).$$

В соответствии с аналитико-экспериментальными исследованиями процесса скоростного встречного зубофрезерования и анализа влияния отдельных элементов и их параметров на характер переходного процесса формообразования поверхностного слоя получены расчетные значения длины пути обката (табл. 1), для обработки зубчатых колес в диапазоне чисел зубьев  $z_k = 25-100$ , при модуле  $m = 28$  мм.

Таблица

Схема резания [3]	Расчетные значения длины пути обката			
	Путь обката $l_0$ , мм			
	Число зубьев колеса $Z_k$			
	25	50	75	100
I	218,1	218,1	218,1	218,1
II	213,9	229,0	233,7	239,4
III	296,4	308,2	313,2	316,2
IV	301,8	316,9	321,4	327,3
V	278,4	289,6	294,3	297,1

В табл. 2 представлены изменения параметров точности и шероховатости при различных схемах формообразования, полученные для случаев обработки прямозубых зубчатых колес в диапазоне чисел зубьев  $z_k=25-100$ , при модуле  $m=28$  мм..

Таблица 2

Изменение параметров точности и шероховатости при различных схемах формообразования

Схема резания [3]	Параметры точности зубчатых колес, мкм			
	ГОСТ 1643-81			
	Нормы кинамитеской точности, $F_r$	Нормы плавности, $\pm f_{pt}$	Нормы бокового зазора, $F_\beta$	Шероховатость поверхности, $R_a$
I	45	36	30	1,6
II	42	38	35	1,6
III	34	30	25	1,2
IV	36	28	26	1,1
V	32	30	25	1,4

Как видно из представленных в табл. 1 и табл. 2 данных, наименьший путь обката, а следовательно, и наибольшую производительность обработки, обеспечивает схема резания I [3]. Для этой схемы путь обката не зависит от числа зубьев обрабатываемых колес. Второй по производительности процесса является схема II. Однако эти схемы I и II не позволяют использовать инструмент с уменьшенными размерами режущих кромок.

Из схем резания для керамического инструмента (III, IV, V) наиболее эффективной является схема V. Здесь путь обката наименьший, но необходимо учитывать величину вспомогательного времени, связанного с переустановкой инструмента и подналадкой заготовки колеса.

Схема III является второй по эффективности. Недостаток ее в том, что из-за большого исходного смещения инструмента относительно оси колеса на существующих станках ОАО "КЗТС" (г.Коломна) возможна обработка косозубых колес только с наружным диаметром до 800мм. Схема IV удобна в эксплуатации, т.к. не требует переустановки фрез.

### Выводы

Обобщенная модель технологического процесса изготовления цилиндрических зубчатых колес обеспечивает построение оптимальной математической модели управления процессом формообразования поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес. В основе анализа оптимизации технологического процесса как объекта управления и выбора класса математической модели лежат закономерности протекающих в них явления, а также априорная информация о процессах в подобных объектах.



Анализ взаимных связей в системе ДТСС позволяет выделить основные особенности динамической системы станка, замкнутой через процесс зубофрезерования многоконтурной системы с источником энергии и воздействием основных элементов системы с взаимодействием между рабочими процессами через упругую систему. В связи с разделением элементами упругой системы участков протекания технологических процессов, представляется возможным перейти к эквивалентному представлению о динамической системе станка как об одноконтурной системе.

В дальнейшем после выбора математической модели и структуры объекта управления на этапе реализации технологической модели осуществляется оценка адекватности математической модели идентифицируемого объекта с учетом технологического обеспечения параметров поверхностного слоя закаленных цилиндрических зубчатых колес.

**Перечень источников литературы:** 1. Довбня, Н. М. Алгоритмическое обеспечение систем управления гибкими автоматическими производствами / Н. М. Довбня, С. И. Новаченко, Е. И. Юревич // Управляющие системы и машины. – 1984. – № 6. – С. 3 – 7. 2. Резников, А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 278 с. 3. Специальные технологи зубообработки крупномодульных закаленных колес : монография / Ю. В. Тимофеев, В. Ф. Шаповалов, А. А. Клочко [и др.]. – Краматорск : ДГМА, 2011. – 128 с. ISBN 978-966-379-524-9. 4. Суслов, А. Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А. Г. Суслов. – М.: Машиностроение, 1987. – 208 с. 5. Ямпольский, Л.С. Оптимизация технологических процессов в гибких производственных системах / Л. С. Ямпольский, М. Н. Полищук. – К.:Тэхника, 1988. – 175 с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

ОБОБЩЕННАЯ МОДЕЛЬ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА  
ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗАКАЛЕННЫХ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ  
ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Шелковой А.Н., Мироненко Е.В., Клочко А.А., Чмырь В.А., Саенко М.А.

Рассмотрена обобщенная модель технологического процесса изготовления цилиндрических зубчатых колес для решения построения оптимальной математической модели управления процессом формообразования поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес. В основе анализа оптимизации технологического процесса как объекта управления и выбора класса математической модели лежат закономерности протекающих в них явления, а также априорная информация о процессах в рассматриваемых объектах.

УЗАГАЛЬНЕНА МОДЕЛЬ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ  
ФОРМОУТВОРЕННЯ ЦИЛІНДРИЧНИХ ЗАГАРТОВАНИХ КРУПНОМОДУЛЬНИХ  
ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

Шелковий О.М., Міроненко Є.В., Клочко О.О., Чмирь В.О., Саєнко М.О.

Розглянута узагальнена модель технологічного процесу виготовлення циліндрових зубчастих коліс для вирішення побудови оптимальної математичної моделі управління процесом формоутворення поверхневого шару загартованих крупномодульних зубчастих коліс. У основі аналізу оптимізації технологічного процесу як об'єкту управління і вибору класу математичної моделі лежать закономірності тих, що протікають в них явища, а також априорна інформація про процеси в даних об'єктах.

GENERALIZED MODEL OF TECHNOLOGICAL PROCESS OF  
FORMOOBRAZOVANIYA CYLINDRICAL HARD-TEMPERED KRUPNOMODUL'NYKH OF  
GEAR-WHEELS

Shelkovoy A.N., Mironenko E.V., Klochko A.A., Chmyr. V.A., Saenko M.A.

The generalized model of technological process of making of cylindrical gear-wheels is considered for the decision of construction of optimum mathematical case the process of formoobrazovaniya of superficial layer of hard-tempered krupnomodul'nykh of gear-wheels frame. In basis of analysis of optimization of technological process as an object of management and choice of class of mathematical model conformities to law of flowings in them the phenomena, and also a priori information about processes in the examined objects lie.

Ключевые слова: Технологический процесс, формообразование, крупномодульные зубчатые колеса, математическая модель, оптимизация

Ключові слова: Технологічний процес, формоутворення, крупномодульні зубчасті колеса, математична модель, оптимізація

Keywords: Technological process, formoobrazovanie, krupnomodul'nye gear-wheels, mathematical model, optimization

Дата надходження статті: 30 жовтня 2012 р.

УДК 622.692.4

**Тарасівський О.С.**Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу,  
м. Івано-Франківськ, Україна**ПРОГНОЗУВАННЯ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ КІЛЬЦЕВИХ ЗВАРНИХ  
З'ЄДНАНЬ ТРИВАЛО ЕКСПЛУАТОВАНИХ МАГІСТРАЛЬНИХ  
ГАЗОПРОВОДІВ****Вступ**

Розрахунок на міцність магістральних трубопроводів проводиться за методом граничного стану, що визначається міцністю труб на розрив від дії статичних навантажень. При цьому не враховувалися неоднорідності розподілу напружень в стінці труби за рахунок дефектів, а також викликані відхиленнями перерізів труб від правильної геометричної форми за рахунок наявності зварного шва, зміщення кромки в ньому і овальності розтину в цілому.

Можна було очікувати, що для виконання умови статичної міцності труб великого діаметра повинна забезпечуватись робота трубопроводів без руйнувань. Однак практика експлуатації показує, що в багатьох випадках труби виходять з ладу в міру напрацювання циклів. Ці експлуатаційні розриви по своєму зовнішньому вигляду схожі на руйнування під дією внутрішнього тиску при статичному навантаженні до розриву. При цьому тріщини, як і при статичному розриві, утворюються в поздовжньому напрямку і, як правило, в зоні зварного з'єднання. Однак аналіз показує, що характер руйнування в цих випадках неоднаковий. Основною особливістю експлуатаційних розривів є відсутність пластичних деформацій у зоні осередку руйнування і наявність їх лише у зонах дефекту.

Статистичний аналіз механічних характеристик трубної сталі 17Г1С у вихідному стані проведено за результатами випробувань, наведеними у сертифікатах. Причиною подібних руйнувань є накопичення необоротних мікропластичних пошкоджень і розвиток вихідних мікродефектів, що призводять до появи і поширення втомних тріщин від повторних впливів внутрішнього тиску в окрихченому металі труби в процесі експлуатації трубопроводів.

**Основна частина**

Залишкові напруги в трубних сталях викликають хаотично пружні руйнування кристалічних решіток у результаті стиску або розтягання кристала на величину, приблизно рівну розміру зерна. Ці напруги виникають у межах зерна й мають дислокаційне походження, тобто являють собою результат суперпозиції далекодіючих полів дислокацій, певним чином розподілених усередині зерна. Середнє значення таких мікронапруг не може перевищувати межі текучості металу й звичайно для металів у зміцненому (окрихченому) стані наближається за рівнем до межі пружності.

У трубних сталях у локальних областях через наявність напруг другого роду під дією зовнішнього навантаження розвивається пластична деформація. У результаті ковзання в цих кристаликах створюються нові ансамблі дислокацій, що змінюють дислокаційну структуру. Знімаються мікронапруги, які були в металі до початку деформування, і створюються нові напруги другого роду відповідно до нової дислокаційної структури металу. Ці процеси до того ж супроводжуються старінням металу труб. Це обставина досить важлива для трубних сталей у крихкому стані, коли умови руйнування й плинності досить близькі одна одній.

Виходячи з аналізу результатів експериментальних досліджень, залишкова міцність уражених корозією труб оцінюється показниками міцності корозійних дефектів.

Граничний стан корозійного дефекту виражається умовою досягнення максимальними кільцевими напруженнями межі міцності матеріалу:

$$\sigma_{кц}^{деф} = \sigma_{\sigma} \quad (1)$$

Величина кільцевих напружень визначається за формулою:

$$\sigma_{кц}^{деф} = \sigma_{кц} \cdot \psi \quad (2)$$

де  $\sigma_{кц}$  — кільцеві напруги в стінках труби при відсутності дефекту;  $\psi$  — коефіцієнт концентрації напружень, що враховує геометричні параметри дефекту.

Вибір коефіцієнта у виконується, виходячи з таких міркувань.

Кожен корозійний дефект характеризується трьома геометричними параметрами: глибиною  $h_{max}$ , осьової протяжністю  $L_{ос}$ , і окружний протяжністю  $L_{окр}$ . однак на практиці параметром окружний протяжності  $L_{окр}$  або, інакше кажучи, шириною корозійного дефекту, нехтують, не враховуючи при оцінці ступеня його небезпеки. Між тим, комп'ютерне моделювання за допомогою чисельного методу кінцевих елементів, реалізованому в програмному комплексі COSMUS-M показало що вплив параметра  $L_{окр}$  на напружено-деформований стан зони корозійного пошкодження може бути цілком співставним з впливом параметра  $L_{ос}$  і навіть перевищувати його. Інакше кажучи, вплив довжини і ширини корозійного пошкодження на напружено-деформований стан дефектної зони слід розглядати окремо. При цьому коефіцієнт концентрації напружень  $\psi$  корозійного дефекту приймається рівним більшому із значень  $\psi_1$  та  $\psi_2$ , що враховують протяжність дефекту в осьовому і кільцевому напрямках відповідно, тобто:

$$\psi = \max \{ \psi_1; \psi_2 \} \quad (3)$$

де  $\psi_1$ , — коефіцієнт концентрації напружень, що враховує протяжність дефекту в осьовому напрямку;  $\psi_2$  — коефіцієнт концентрації напружень, що враховує ширину дефекту (протяжність в кільцевому напрямку).

Виходячи з напівемпіричного рівняння поверхневих дефектів [5] і результатів виконаного моделювання [6], коефіцієнти концентрації напружень  $\psi_1$  та  $\psi_2$  можуть бути визначені з таких залежностей.

$$\psi_1 = \frac{1}{1 - A/A_0} \left[ 1 - \frac{A/A_0}{\sqrt{1 + 0,8 \cdot L^2 / (D_n \cdot \delta_{ст})}} \right], \quad (4)$$

$$\left. \begin{aligned} \psi_2 = & 8,2302 \bar{h}_{max}^3 - 7,1755 \bar{h}_{max}^2 + 1,2272 \bar{h}_{max} + 0,9909 + \\ & + (374,4 \bar{h}_{max}^3 + 169,4 \bar{h}_{max}^2 + 75,73 - 0,2703) \frac{L_{окр}}{\pi \cdot D_n}, \\ & \text{при } \frac{L_{окр}}{\pi \cdot D_n} < 0,0556 \\ \psi_2 = & 32,206 \bar{h}_{max}^4 - 33,526 \bar{h}_{max}^3 + 12,141 \bar{h}_{max}^2 - 0,0592 \bar{h}_{max} + \\ & + 1 + (0,2296 \bar{h}_{max}^2 + 0,467 \bar{h}_{max} - 0,0002) \cdot \frac{L_{окр}}{\pi \cdot D_n} \\ & \text{при } \frac{L_{окр}}{\pi \cdot D_n} < 0,0556 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

де  $\bar{h}_{max}$  - відносна глибина дефекту, яка дорівнює  $h_{max}/\delta_{ст}$

Відношення  $A/A_0$ , яке враховує втрати металу в розрахунковому січенні, виражається через товщину стінки труби  $\delta_{ст}$  і максимальну глибину дефекту  $h_{max}$ :

$$A_0 = \delta_{ст} L \quad (6)$$

$$A = K_{факт} h_{max} L \quad (7)$$

де  $K_{факт}$  — теоретичний коефіцієнт зменшення осьового січення стінки труби за рахунок корозійного дефекту, який визначається за формулою, отриманою за допомогою методу чисельного моделювання:

$$\begin{aligned} K_{факт} = & 1,28 \cdot 10^{-9} L^3 + 2,6 \cdot 10^{-6} L^2 - \\ & - 1,74 \cdot 10^{-3} L + 0,893, \end{aligned} \quad (8)$$

тоді

$$A / A_0 = K_{\text{факт}} \cdot \frac{h_{\text{max}}}{\delta} = K_{\text{факт}} \bar{h}_{\text{max}}. \quad (9)$$

Корозійні дефекти розрізняються не тільки геометричними розмірами (довжиною, шириною, глибиною), але і взаємним розташуванням відносно один одного. При певному поєднанні цих параметрів суміжні дефекти надають адитивний вплив на створювані зони підвищених напруг. В цьому випадку, кажучи про взаємодію дефектів, який проявляється в локальному зниженні міцності дефектної зони. Для оцінки впливу суміжних дефектів пропонується розглядати спільне взаємодія дефектів в кільцевому (окружному) і поздовжньому (осьовому) напрямках.

В якості критеріїв взаємодії суміжних дефектів доцільно оперувати граничними відстанями між ними в кожному з розглянутих напрямів (осьове, предосевоє, окружні, предокружне). Спираючись на результати зарубіжних досліджень [4], приймаємо що суміжні дефекти взаємодіють в тому випадку, якщо відстань між ними в осьовому напрямку не перевищує мінімальну довжину розглянутих дефектів, а в кільцевому напрямку - якщо дефекти віддалені один від одного не більше ніж на величину, рівну ширині вужчого з них, тобто критерій взаємодії дефектів записується таким чином:

$$\left. \begin{aligned} L_{\text{окр}}^{\text{пред}} &\leq \min\{L_{\text{окр}1} L_{\text{окр}2}\} \\ L_{\text{окр}}^{\text{пред}} &\leq \min\{L_1 L_2\} \end{aligned} \right\}. \quad (10)$$

Для зручності визначення параметрів корозійної зони при наявності декількох взаємодіючих між собою дефектів. Якщо хоча б одна з умов виразу (10) не виконується, то кожен з дефектів розглядається окремо. Слід зазначити, що за наявності більше двох дефектів, їх слід послідовно розглядати парами.

На практиці найбільш зручною та зрозумілою кількісною характеристикою фактичного технічного стану трубопроводу є величина граничного внутрішнього тиску, при якому починається величина граничного руйнування в зоні дефекту, використання величини граничного тиску руйнування  $P_{\text{раз}}$  як критерій для оцінки ступеня небезпеки дефекту дає можливість визначити дійсний запас міцності по граничних навантаженнях. Введення такого досить точного кількісного критерію спрощує і конкретизує підхід до оцінки ступеня небезпеки дефектів.

Використовуючи формулу (2) і беручи до уваги, що  $\sigma_{\text{см}} = \frac{PD_n}{2\delta_{\text{см}}}$ , вираз для визначення величини граничного тиску руйнування  $\bar{P}_{\text{раз}}$  буде мати насупний вигляд:

$$\bar{P}_{\text{раз}} = \frac{2\delta_{\text{см}} \sigma_{\text{с}}}{D_n - 2\delta_{\text{см}}} \frac{1}{\psi}. \quad (11)$$

Для оцінки достовірності розрахункових значень руйнівного тиску  $\bar{P}_{\text{раз}}$  виконано їх порівняння з експериментальними даними, отриманими в результаті гідралічних випробувань труб з реальними корозійними дефектами та їх штучними імітаторами. Для підвищення репрезентативності висновків використано також результати стендових випробувань повномасштабних газопровідних труб, виконані іншими дослідженнями [4; 5; 6]. Результати зіставлення представлені графічно на рисунку 1.

Отримані результати свідчать про досить тісний зв'язок експериментальних  $P_{\text{раз}}$  і розрахункових  $\bar{P}_{\text{раз}}$  значень. Слід відмінити, що деяка неоднозначність прогнозних результатів спостерігається у об'єктів з високоміцних термозміцнених сталей, однак вихід за 5%-ву похибку тут незначна. Більш суттєва похибка характерна для корозійних дефектів, розташованих в зоні біля шву або по зварному з'єднанню. У цих випадках похибка може становити більше 50%, і це означає, що використання оціночного показника  $\bar{P}_{\text{раз}}$  в цих умовах немає сенсу.

Нарешті, можлива недооцінка ступеня небезпеки дефекту за умови, коли  $\bar{P}_{\text{раз}} > P_{\text{раз}}$ . Для трубних зварних швів з нетермозміцнених сталей і при відсутності поблизу дефектів

зварних швів середня відносна помилка прогнозу склала 3,5%. При цьому у всіх випадках  $\bar{P}_{раз} < P_{раз}$ , що виключає недооцінку небезпеки дефекту.

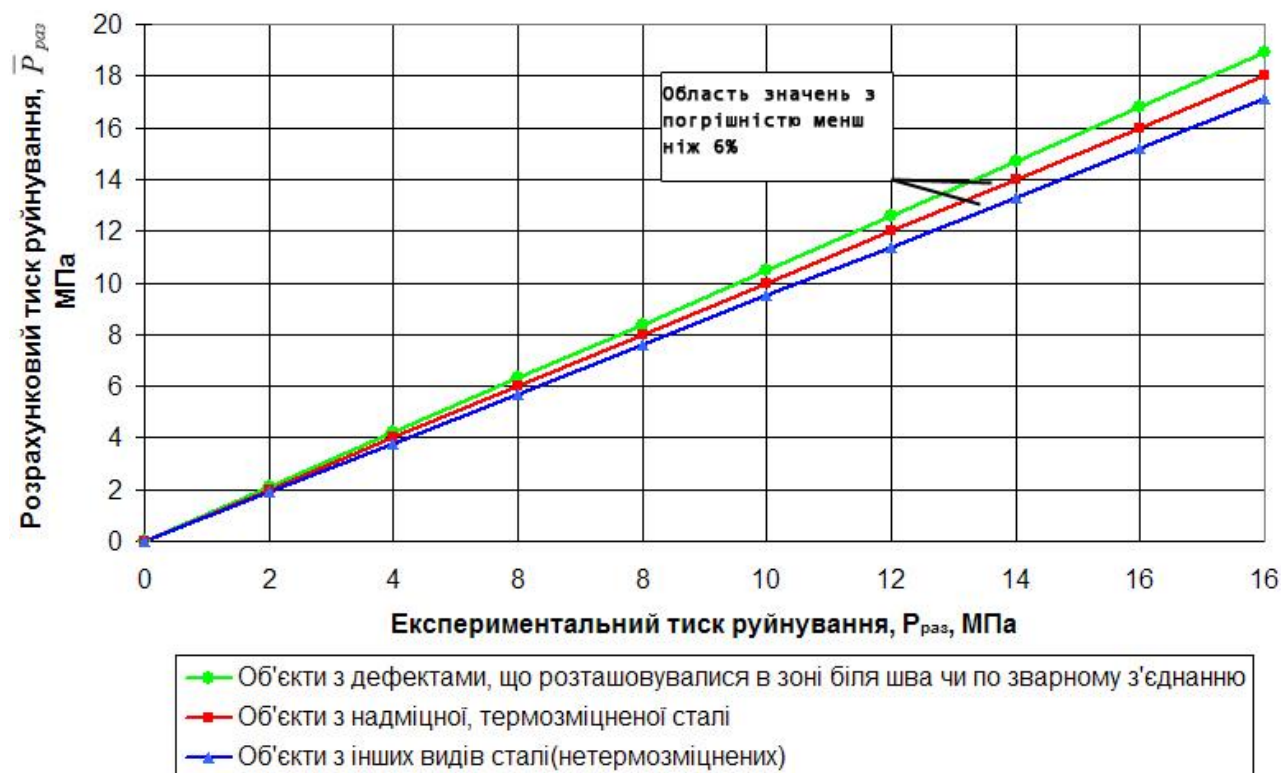


Рис. 1. Зіставлення експериментальної величини руйнівного тиску з розрахунковими значеннями

Таким чином, напівемпірична залежність (11) дозволяє з високою точністю визначити граничний руйнівний тиск газопровідних труб з корозійними ушкодженнями, якщо труби виготовлені не з термозміцнених сталей і поблизу дефектів відсутні зварні шви.

Показник граничного руйнівного тиску  $\bar{P}_{раз}$  використовується для оцінки поточної працездатності газопровідних труб.

За критерій оцінки поточної працездатності газопровідних труб, ускладнених корозійними дефектами, може бути прийнята величина дійсного коефіцієнта запасу міцності, розрахованого по максимальних навантаженнях.

$$\bar{K}_d = \bar{P}_{раз} / P, \quad (12)$$

де  $\bar{P}_{раз}$  - величина граничного тиску руйнування;  $P$  - тиск продукту в трубопроводі, що визначається за формулою:

$$P = \max\{P_\lambda; P_{cp}\} \quad (13)$$

де  $P_\lambda$  - внутрішній тиск в газопроводі в місці розташування дефекту;  $P_{cp}$  - середній тиск в газопроводі при його плановій зупинці;

$$P_\lambda = \sqrt{P_n^2 - (P_n^2 - P_k^2) \frac{\lambda_{def}}{\lambda_\Sigma}}, \quad (14)$$

$$P_{cp} = \frac{2}{3} \frac{P_n^2 + P_k^2 + P_n P_k}{P_n + P_k}, \quad (15)$$

$P_n$ ;  $P_k$  - максимально можливий тиск в газопроводі в початковій і кінцевій контрольних точках;  $\lambda_\Sigma$  - відстань між контрольними точками;  $\lambda_{def}$  - відстань від початкової контрольної точки до місця розташування дефектної ділянки.

Класифікація реального корозійного дефекту за рівнем критичного стану і ступеня небезпеки виконується шляхом порівняння дійсного коефіцієнта запасу міцності  $\bar{K}_{\kappa\delta}$  з показником граничного стану корозійного дефекту  $[K_{\delta}]$ . Цей показник визначається з виразу (11) за умови, що граничний стан дефекту

виникає при досягненні кільцевих напружень  $\sigma_{\text{деф}}^{\text{кн}} 0,95$  від величини міцності бездефектного металу ( $0,95\sigma_b$ ). Тоді показник граничного стану  $[K_{\delta}]$  корозійного дефекту отримує чисельне значення:

$$[K_{\delta}] = \frac{\sigma_b}{0,95\sigma_b} = 1,053$$

Це означає, що при  $\bar{K}_{\kappa\delta} \leq [K_{\delta}] = 1,053$  дефекти є критичними і підлягають оперативному видаленню з газопроводу або невідкладному ремонту; при  $\bar{K}_{\kappa\delta} > [K_{\delta}] > 1,053$  стан дефектів є некритичним, а для уточнення його залишкового експлуатаційного ресурсу  $\tau_{\text{расч}}$  необхідний прогностичний розрахунок, який враховує можливість розвитку корозійних дефектів в процесі подальшої експлуатації і визначає необхідність і строки проведення ремонтних робіт або відбраковування дефектних труб.

Розрахунковий час до утворення гранично допустимого дефекту як раз і є для дефектної труби залишковим ресурсом, що дозволяє газотранспортним підприємствам ефективно планувати обсяги і час проведення профілактичних і ремонтних робіт.

Методика розрахунку залишкового експлуатаційного ресурсу  $\tau_{\text{расч}}$  для труби, ураженої корозійними дефектами, полягає у вирішенні системи рівнянь, що описують динаміку зміни розмірів корозійних дефектів у часі:

$$L_{oc}(\tau) = L_{oc} + \frac{L_{oc}}{\tau_1 - \tau_0} \Delta\tau_{np}, \quad (16)$$

$$L_{окр}(\tau) = L_{окр} + \frac{L_{окк}}{\tau_1 - \tau_0} \Delta\tau_{np}, \quad (17)$$

$$h_{\text{max}}(\tau) = h_{\text{max}} + \frac{h_{\text{max}}}{\tau_1 - \tau_0} \Delta\tau_{np}, \quad (18)$$

де  $\tau_0$  - період часу до зародження корозійного пошкодження;  $\tau_1$  - тривалість експлуатації об'єкта до огляду дефекту;  $\Delta\tau_n$  - прогностичний відрізок часу;  $h_{\text{max}}$  - максимальна глибина корозійного дефекту;  $L_{oc}$ ,  $L_{окр}$  - метричний розмір корозійного дефекту відповідно в осьовому і окружному (кільцевому) напрямках.

Внаслідок одночасного збільшення геометричних розмірів дефекту за різними напрямками та їх нелінійного впливу на величину граничного тиску  $\bar{P}_{\text{раз}}$ , яка визначає коефіцієнт запасу міцності  $\bar{K}_{\kappa\delta}$ , досить складно отримати аналітичний вираз  $\tau_{\text{расч}} = f(L; L_{окр}; H_{\text{max}})$  для обчислення часу розвитку дефекту до граничного стану. З цієї причини, для визначення значення  $\tau_{\text{расч}}$  слід використовувати ітераційний метод послідовних наближень. В цьому випадку задають довільне значення  $\tau_{\text{расч}}$ , визначають за формулами 16; 17 та 18 нові розміри дефекту ( $L'; L''_{окр}; H'_{\text{max}}$ ), обчислюють граничний тиск  $\bar{P}_{\text{раз}}$  (формула 11) і величину розрахункового коефіцієнта запасу міцності  $\bar{K}_{\kappa\delta}$  (формула 12). На наступному кроці обчислень інтервал часу  $\Delta\tau_{\text{расч}}$  збільшують, якщо  $\bar{K}_{\kappa\delta} > 1,053$ , і зменшують, якщо  $\bar{K}_{\kappa\delta} < 1,053$ . Обчислення проводять до тих пір, поки не буде знайдений інтервал часу  $\Delta\tau_{\text{расч}}$ , при якому коефіцієнт запасу міцності  $\bar{K}_{\kappa\delta}$  стане рівним  $\bar{K}_{\kappa\delta} = 1,053$ . Знайдена величина  $\Delta\tau_{\text{расч}}$  відповідає залишковим ресурсу дефектної труби  $\Delta\tau_{\text{расч}}$ .

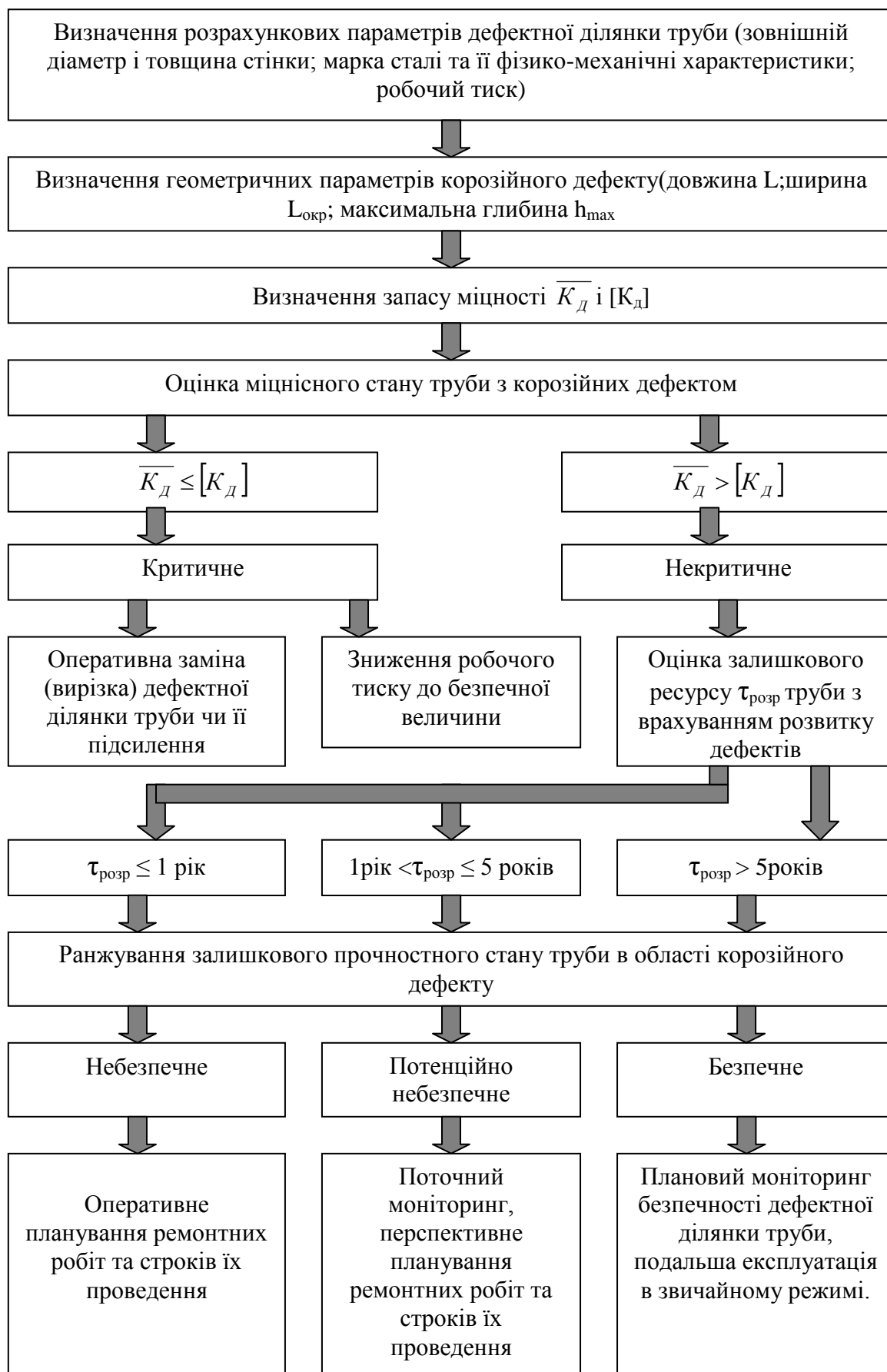


Рис. 2.– Методична схема прогнозування залишкового ресурсу газопровідних труб з корозійними пошкодженнями.



В залежності від часу ( $\tau_{расч}$ ) розвитку корозійних дефектів до граничного стану їх доцільно класифікувати на три категорії:

- Безпечні ( $\tau_{расч} > 5$  років);
- Потенційно небезпечні ( $1 \text{ рік} < \tau_{расч} \leq 5$  років);
- Небезпечні ( $\tau_{расч} \leq 1$  рік).

Безпечні дефекти підлягають обліку для моніторингу безпеки планових діагностичних робіт і не вимагають проведення будь-яких спеціальних ремонтних робіт або опосвідчень при подальшій експлуатації аж до вироблення безпечного терміну експлуатації.

Потенційно небезпечні дефекти повинні бути відремонтовані або повторно оглянуті протягом розрахункового часу  $\tau_{расч}$ , що становить 1 ... 5 років.

Небезпечні дефекти підлягають оперативному ремонту до вичерпання залишкового ресурсу  $\tau_{расч}$ , тобто не пізніше одного року після їх огляду. Методична схема прогнозування залишкового ресурсу газопровідних труб з корозійними ушкодженнями представлена на рисунку 2.

### **Висновок**

Показано, що причиною зниження корозійної стійкості нафтопроводів, наприклад, є утворення приповерхневих мікротріщин, викликаних фазовими напруженнями, які є результатом локального розігріву приповерхневих обсягів металу до температур аустенітизації під дією дробоструменевої обробки поверхонь труб.

Безпечні дефекти підлягають обліку для моніторингу безпеки планових діагностичних робіт і не вимагають проведення будь-яких спеціальних ремонтних робіт або опосвідчень при подальшій експлуатації аж до вироблення безпечного терміну експлуатації.

Потенційно небезпечні дефекти повинні бути відремонтовані або повторно оглянуті протягом розрахункового часу  $\tau_{расч}$ , що становить 1 ... 5 років.

Небезпечні дефекти підлягають оперативному ремонту до вичерпання залишкового ресурсу  $\tau_{расч}$ , тобто не пізніше одного року після їх огляду. Методична схема прогнозування залишкового ресурсу газопровідних труб з корозійними ушкодженнями представлена на рисунку 2.

Враховуючи особливості експлуатації газопроводів, у першу чергу, їх зварних з'єднань при катодному захисті та дії на них циклічних навантажень у корозійному середовищі, руйнування протікає із за водневої втоми. Крім того, якщо до катодно захищеної сталі постійно підводиться свіже корозійне середовище, яке інтенсивно переміщується, то процес наводнення протікає безперервно. Тому явище водневої втоми при катодному захисті газопроводів має місце. Найбільш чутливим до такого виду руйнування є кільцеві зварні з'єднання газопроводу. Зокрема виявлено, що при трухломому періоді експлуатації трубопроводу (більше 20 років) зварне кільцеве з'єднання може експлуатуватися тривалий період при правильному його навантаженні. Оскільки трубопроводи експлуатуються при низькочастотних коливаннях, які в свою чергу поділяються на низькі, високі та середні навантаження, руйнування відбувається неоднозначно.

Таким чином, важливою умовою забезпечення стійкості газопроводів проти корозійно – втомних руйнувань, в перекачуючому середовищі, є правильний і раціональний вибір величини допустимого напруження для даного робочого середовища та малій кількості циклів навантаження.

**Перелік використаних джерел інформації:** 1. Карпенко Г.В. Прочность стали в корозионной среде./ Карпенко Г.В. // М.:Машгиз, 1963, 188с. 2. Похмурський В.І. Корозійно механічне руйнування зварних конструкцій./ Похмурський В.І., Мелехов Р.К.// К.: Наукова думка, 1990, 347с 3. Похмурський В.І. Коррозионная усталость металов./ Похмурський В.І.// М.: Металургия, 1985, 207с 4. Крижанівський Є.І. Вплив наводнення на корозійно – механічні властивості зварних швів газопроводів/ Крижанівський Є.І., Тараєвський О.С.,

Петрина Д.Ю. //Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2005. - №1(14). – С.25-29. **5.** Крижанівський Є.І. Вплив нерівномірності газоспоживання на напружений стан трубопроводу / Крижанівський Є.І., Тараєвський О.С.//Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2004. - №3(12). – С.31-34. **6.** Крижанівський Є.І. Чутливість до водневої крихкості зварного з'єднання сталі 17Г1С магістрального газопроводу/ Цирульник О.Т., Крижанівський Є.І., Тараєвський О.С. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2004. -№6. – с. 111-114

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

ПРОГНОЗУВАННЯ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ КІЛЬЦЕВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ  
ТРИВАЛО ЕКСПЛУАТОВАНИХ МАГІСТРАЛЬНИХ ГАЗОПРОВОДІВ

Тараєвський О.С.

Представлені результати експериментальних досліджень і проаналізований вплив тривалого терміну експлуатації магістральних газопроводів, а також природні концентратори напружень на фізико-механічні властивості зварних з'єднань сталі 17Г1С. Розроблено методику та встановлені закономірності руйнування матеріалу зварних з'єднань газопроводів при статичному та низькочастотному навантаженні під час довготривалої експлуатації, а також концентраторів напруги. Розглянуто деякі аспекти механізму руйнування зварних з'єднань трубопроводів, які знаходяться в довготривалій експлуатації, а також концентрацій напруг.

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА КОЛЬЦЕВЫХ СВАРНЫХ  
СОЕДИНЕНИЙ ДЛИТЕЛЬНО ЭКСПЛУАТИРУЕМЫХ МАГИСТРАЛЬНЫХ  
ГАЗОПРОВОДОВ

Тараевский О.С.

Представлены результаты экспериментальных исследований и проанализировано влияние длительного срока эксплуатации магистральных газопроводов, а также природные концентраторы напряжений на физико-механические свойства сварных соединений стали 17Г1С. Разработана методика и установлены закономерности разрушения материала сварных соединений газопроводов при статическом и низкочастотном нагружении при длительной эксплуатации, а также концентраторов напряжений. Рассмотрены некоторые аспекты механизма разрушения сварных соединений трубопроводов, которые находятся в долговременной эксплуатации, а также концентраций напряжений.

PREDICTION OF RESIDUAL LIFE OF CIRCULAR WELDED JOINTS  
LONG OPERATED MAIN GAS PIPELINE

Taraievskiy O.S.

The results of experimental studies and analyzed the impact of long-term operation of gas pipelines, as well as natural stress concentrators on the physico-mechanical properties of welded joints of steel 17G1S. The technique and the regularities of the destruction of the material of welded joints of gas pipelines under static and low frequency loading for long term use, as well as stress concentrators. Some aspects of the mechanism of fracture of welded zednantruboprovodiv who are in long-term operation, as well as stress concentrations.

Ключові слова: втома, наводнення, концентратор напружень, зварне з'єднання, зварний шов, газопровід, статичне навантаження, низькочастотне навантаження.

Ключевые слова: усталость, наводораживание, концентратор напряжений, сварной шов, газопровод, статическая нагрузка, низкочастотные нагрузки.

Key words: fatigue, floods, stress concentrators, weld of unity, weld, gas, static load, low-frequency loads.

Дата надходження статті: 1 листопада 2012 р.

**УДК 658.516.1:519.2**

**Шижкевич К.І.**  
МНТУ ім.ак.Ю.Бугая, Україна  
[chrinya06@rambler.ru](mailto:chrinya06@rambler.ru)

## **ОПТИМІЗАЦІЯ РІВНІВ СТАНДАРТИЗАЦІЇ ТА СПЕЦІАЛІЗАЦІЇ ВИРОБНИЦТВА В УМОВАХ ВАЖКОГО МАШИНОБУДУВАННЯ**

### ***Вступ***

Незважаючи на широку номенклатуру виробів, на заводах важкого машинобудування можливо підвищення рівня технології на основі методів серійного виробництва шляхом стандартизації й створення спеціалізованих ділянок і цехів.

Стандартизація зменшує кількість типів деталей і вузлів, збільшує їх партії. Спеціалізація реалізується шляхом поділу праці між виробничими цехами й ділянками на основі концентрації виготовлення однакових або однотипних виробів і складальних одиниць. Відомі такі спеціалізовані підрозділи по виготовленню редукторів, електродвигунів, підшипників рідинного тертя, гідропресів і інших комплектуючих.

### ***Постановка проблеми***

Основою створення матеріально-технічної бази народного господарства й просування науково-технічного прогресу є продукція важкого машинобудування, що визначає рівень механізації й автоматизації будь-якого виробництва. В умовах зростання конкуренції на світовому ринку важкого машинобудування, питання підвищення якості та конкурентоздатності крупно габаритних машин набувають все більшої актуальності. Остаточне досягнення експлуатаційної надійності виробу та ефективності виробництва визначає останній технологічний переділ – складання, частка якого в умовах одиничного та дрібносерійного виробництва досягає 40% за рахунок наявності додаткових приганяльних робіт. Це має суттєвий вплив на тривалість технологічного циклу та появу рекамацій з боку замовників з якості продукції.

Причиною такого стану слід визначити складність, значну трудомісткість технологічного процесу складання. Одиничний і дрібносерійний тип виробництва підприємств важкої промисловості визначає необхідність формування як гнучкої виробничої сфери, так і контролюючої і коригувальної системи управління якістю процесів у відповідності до ДСТУ ISO 9001:2009.

У сучасних умовах динамізму внутрішнього та зовнішнього середовища підприємства змінюються не тільки технології, але й підходи до визначення і прогнозування основних критеріїв оцінки їх результатів. Ефективність складання визначається відносними показниками, які можуть характеризувати як сам процес, так і результати, пов'язані з випуском конкретного виробу. Різноманіття підходів до визначення тривалості циклу складання не відображають процесу його управління з точки зору виробничої ситуації, що створилася. Це і визначає актуальність створення системи управління якістю складання і пошуку напрямів вимірювання та регулювання фактичною тривалістю технологічного циклу та ефективністю виробництва на остаточному етапі виготовлення машини.

Рішенням задачі забезпечення якості продукції важкого машинобудування є підвищення рівня спеціалізації його виробництва. У свою чергу, спеціалізація такого виробництва залежить від розвитку його стандартизації. Представляє інтерес визначити кількісний взаємозв'язок даних характеристик з метою розробки загальних умов забезпечення якості складання.

### ***Аналіз останніх досліджень і публікацій***

Питанням впровадження стандартизації та сертифікації з метою поліпшення системи менеджменту якості присвячено міжнародний стандарт ISO 9001 [1]. Деякі питання стандартизації виробництва знайшли відображення у фундаментальних навчальних посібниках із якості та розробки технологічних процесів [2, 3, 4, 5, 6, 7]. Праці Николенко

І.В., Кириченко І.А. [8] вирішують загальні питання стандартизації виробничих процесів, Віткін Л. [9] розглядає світовий досвід упровадження та сертифікації систем управління на промислових підприємствах. Розробки з прогнозування рівнів стандартизації та спеціалізації машинобудівного виробництва в умовах одиничного типу організації праці практично відсутньої.

Ціль статті – дослідження засобів забезпечення якості складання великих машин за рахунок оптимального рівня стандартизації та спеціалізації виробництва.

#### Основна частина

Коефіцієнт спеціалізації ( $K_{cn}$ ) визначається виходячи з структури виробленої та реалізованої продукції підприємством. Він характеризує рівень спеціалізації виробництва і розраховується за формулою [8]:

$$K_{cn} = \frac{100}{\sum U_n \cdot (2n - 1)} \quad (1)$$

де  $U_n$  - питома вага кожного виду продукції в структурі реалізації (середній показник),%;  
 $n$  - порядковий номер питомої ваги продукції даного виду в ранжируваному ряду (за середніми показниками в порядку спадання послідовності).

По результатам проведених статистичних досліджень, у таблиці 1 представлена структура продукції, що випускається і розрахунок  $K_{cn}$  для підприємств важкого машинобудування.

Таблиця 1

Розрахунок  $K_{cn}$  на підставі структури продукції важкого машинобудування

Вид продукції	Питома вага, %	Ранг	$U_n \cdot (2n - 1)$
Гірниче обладнання	17	3	85,00
Металургійне обладнання	24	2	72,00
Прокатне обладнання	7	4	49,00
Енергетичне обладнання	3	6	33,00
Ковальсько-пресове обладнання	11	5	99,00
Підйомне - транспортне обладнання	38	1	38,00
Усього:	100		376,00
Коефіцієнт спеціалізації			0,27

Як показав аналіз, в даний час ще недостатньо розроблені методи оцінки рівнів стандартизації та спеціалізації з питання їх оптимізації. Пропонується математична залежність, яка встановлює зв'язок рівня спеціалізації виробництва продукції  $i$ -го типу  $K_{cn.i}$  з основними показниками ЗСП, які чинять на неї істотний вплив:

$$K_{cn} = F(K_{cm.i}, K_{ef}, K_{новт}, K_{mnn}),$$

або:

$$K_{cn} = \frac{K_{cm} \cdot K_{ef} \cdot K_{новт}}{K_{mnn}},$$

де  $K_{cm}$  - коефіцієнт стандартизації;

$K_{ef}$  - коефіцієнт ефективності заходів щодо спеціалізації виробництва;

$K_{новт}$  - узагальнений коефіцієнт повторюваності, уніфікації і конструктивної наступності виробів;

$K_{ТПП}$  - коефіцієнт рівня організації технологічної підготовки виробництва.

В залежності (1) коефіцієнти  $K_{ef}$ ,  $K_{новт}$ ,  $K_{ТПП}$  залежать від типу виробництва і, таким чином, для кожного розрахунку можуть бути прийнятими постійними. Їх можна представити у вигляді деякого узагальненого коефіцієнта (2):

$$H_{cn} = \frac{K_{ef} \cdot K_{новт}}{K_{mnn}} \quad (2)$$

де  $H_{ун}$  - узагальнений коефіцієнт уніфікації, повторюваності та рівня організації підготовки виробництва, залежить від типу виробництва.

З урахуванням математичних перетворень представляється можливим визначити прогнозний рівень стандартизації і взаємозв'язок оптимальних рівнів стандартизації та спеціалізації складального виробництва машинобудівного підприємства (3):

$$K_{cn} = H_{cn} \cdot K_{cm.onm} \quad (3)$$

де  $K_{сп.опт.}$  - оптимальний (прогнозний) рівень стандартизації.

Залежність (3) відображена системою управління процесом оптимізації рівнів стандартизації та спеціалізації виробництва. Вона спрямована на досягнення найбільшого ефекту при оптимальних рівнях стандартизації та спеціалізації з можливістю коригування їх складових (рис.1).

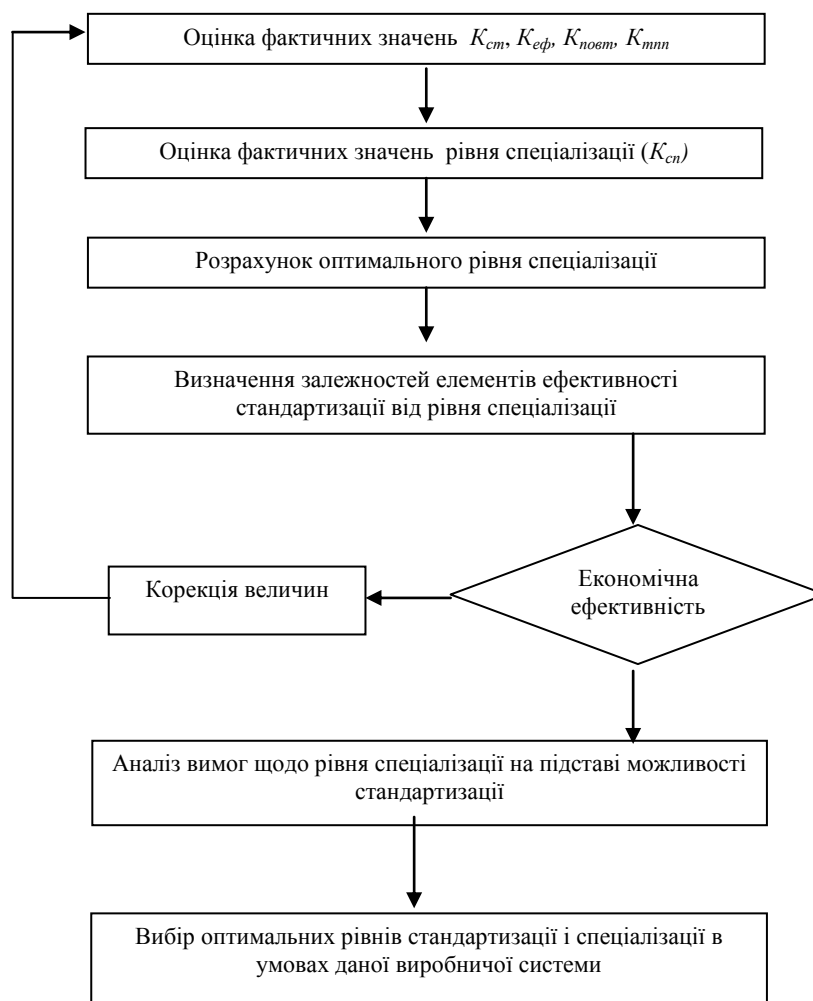


Рис.1 - Система управління процесом оптимізації рівнів стандартизації та спеціалізації виробництва в умовах важкого машинобудування

На підставі системного підходу та методу оптимізації розроблені прогнози значення рівня спеціалізації і стандартизації. Це дало можливість побудувати номограму, що дозволяє знаходити оптимальні рівні стандартизації та спеціалізації для будь-якого прогнозного року без рішення рівняння для провідних підприємств важкого машинобудування.

По результатам проведених досліджень підприємств важкого машинобудування донецького регіону, можна зробити висновок про те, що рівень стандартизації ( $K_{cm}$ ) на всіх досліджуваних підприємствах нижче рівня спеціалізації ( $K_{cn}$ ).

Зважаючи на те, що виробництво на даних підприємствах має одиничний і дрібносерійний характер, є істотні резерви її подальшого розвитку і поглиблення стандартизації за рахунок уніфікації виробів і підвищення їх технологічності.

Пропонований метод дозволив скоротити розкид наявних та прогнозних значень рівнів стандартизації та спеціалізації, а також був покладений в основу проекту стандарту підприємства «Система забезпечення якості складання машинобудівного підприємства».

### **Висновки**

Розроблено метод оптимізації рівнів стандартизації й спеціалізації виробництва в умовах важкого машинобудування.

Практичне застосування методу доцільно проводити при формуванні планів стандартизації та спеціалізації машинобудівного виробництва, що забезпечить їх оптимальність і підвищення якості та технічного рівня продукції важкого машинобудування.

**Перелік літературних джерел:** 1.ISO 9001. Разработка, внедрение, сертификация, улучшение системы менеджмента качества [Текст] : практ. руководство для специалистов по качеству.: по сост. на июнь 2008 г. / Ю.П. Адлер [и др.]. - СПб. : Форум Медиа. - 827 с. - Б. ц. 2.Технологія машинобудування [Текст] : навч. посіб. / Є. О. Горбатюк, М. П. Мазур, А. С. Зенкін, В. Д. Каразей. - Львів : Новий світ-2000, 2009. - 358с. - ISBN 978-966-418-094-5. 3. Управление качеством продукции машиностроения : учебное пособие для вузов [Текст] / Кане [и др.]. - М. : Машиностроение, 2010. - 416 с. : ил. - (Для вузов) . - Библиография в конце глав. - ISBN 978-5-94275-493-8. 4. Управление качеством: учеб. для вузов [Текст] / Е. Н. Михеева, М. В. Сероштан. - М. : Дашков и К, 2010. - 708 с. - Библиогр.: с. 630-638 (117 назв.). - ISBN 978-5-91131-716-4 : 3430.00. 5.Менеджмент качества функционирования предприятий [Текст]: / А. И. Ковалев, А. С. Зенкин, А. И. Химичева. – Киев: ПП Цюпак А. А., 2010. – 529с. - ISBN 978-617-513-062-9. 6.Управление качеством: учеб. для вузов [Текст] / Е. Н. Михеева, М. В. Сероштан. - М. : Дашков и К, 2010. - 708 с. - Библиогр.: с. 630-638 (117 назв.). - ISBN 978-5-91131-716-4 : 3430.00. 7.Лойко Д.П. Управління якістю [Текст]: навчальний посібник — 2-е вуздечок. / Д.П. Лойко, О.В. Вотченікова, О.П. Удовиченко, М.А. Котляр — Львів: Вид-во «Магнолія 2006», 2010 — 336 с. 8.Николенко И.В., Кириченко И.А., Кириченко С.Г., Кашура М.А. Стандартизация производственных процессов / [И.В. Николенко, И.А. Кириченко, С.Г. Кириченко, М.А. Кашура] // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. – 2008. - № 1. – с.76-79. 9.Віткін Л. Світовий досвід упровадження та сертифікації систем управління / Л. Віткін // Стандартизація, сертифікація, якість. – 2010. – № 2. – С. 43–49. 10.Микийчук М. Комбінований метод оцінювання якості продукції /М. Микийчук, Т. Бубела, П. Столярчук // Стандартизація, сертифікація, якість.–2011.–№ 2.–С. 52–55.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф., ДДМА

ОПТИМІЗАЦІЯ РІВНІВ СТАНДАРТИЗАЦІЇ ТА СПЕЦІАЛІЗАЦІЇ ВИРОБНИЦТВА В  
УМОВАХ ВАЖКОГО МАШИНОБУДУВАННЯ

Шишкевич К.І.

Розроблено метод визначення кількісного зв'язку рівнів спеціалізації та стандартизації. Він забезпечує їх оптимальність і підвищення якості та технічного рівня продукції важкого машинобудування.

ОПТИМИЗАЦИЯ УРОВНЕЙ СТАНДАРТИЗАЦИИ И СПЕЦИАЛИЗАЦИИ  
ПРОИЗВОДСТВА В УСЛОВИЯХ ТЯЖЕЛОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ

Шишкевич К.И.

Разработан метод определения количественной связи уровней специализации и стандартизации. Он обеспечивает их оптимальность и повышение качества и технического уровня продукции тяжелого машиностроения.

OPTIMIZATION OF STANDARDIZATION AND SPECIALIZATION OF  
PRODUCTION IN A HEAVY ENGINEERING

Shishkevich K.I

A method for determining a quantitative relationship between the level of specialization and standardization. It provides the optimal and increases the quality and technical level of heavy machinery.

Ключові слова: стандартизація, спеціалізація, якість продукції, важке машинобудування.

Ключевые слова: стандартизация, специализация, качество продукции, тяжелое машиностроение.

Key words: standardization, specialization, quality products, heavy machinery.

Дата надходження статті: 18 листопада 2012 р.



УДК 621.9.02:621.793

**Калиниченко В. В., Шумилкин Е. Л.**  
ДГМА, г. Краматорск, Украина

## **МОДЕЛЬ ЗАВИСИМОСТИ ИНТЕНСИВНОСТИ РАЗРУШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОГО ПОКРЫТИЯ ПРИ РЕЗАНИИ ОТ СООТНОШЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТВЕРДОСТИ И УПРУГОСТИ МАТЕРИАЛОВ ЕГО СЛОЕВ**

### *Постановка проблемы*

Техническое перевооружение современного машиностроения базируется на широком внедрении автоматизированных станочных комплексов с ЧПУ, что сопровождается резким ростом стоимости станко-минуты работы оборудования, ужесточением условий эксплуатации режущего инструмента, увеличением удельной доли суммарных затрат на инструмент вплоть до 10–15 % в общей структуре расходов на механообработку. Поэтому важным условием эффективной эксплуатации автоматизированных станочных систем является обеспечение сочетания высокой производительности обработки и надежности режущего инструмента. Основным направлением повышения работоспособности режущего инструмента при обработке на высокопроизводительных режимах резания является нанесение на рабочие поверхности инструмента износостойких покрытий.

Требуемый эффект значительного повышения стойкости режущего инструмента в результате нанесения износостойкого покрытия может быть обеспечен только при высокой сопротивляемости покрытия процессам локального разрушения вследствие растрескивания и отслаивания слоев под воздействием комплекса термомеханических явлений в зоне резания. Комплексное исследование процесса резания инструментом с износостойким покрытием предполагает актуальность разработки моделей основных физических процессов при резании, в том числе процессов локального разрушения покрытия.

Работа выполнена в соответствии с тематикой кафедральной госбюджетной НИР кафедры металлорежущих станков и инструментов Донбасской государственной машиностроительной академии «Повышение качества станко-инструментальных систем для автоматизированного производства в условиях тяжелого машиностроения».

### *Анализ исследований и публикаций по рассматриваемой проблеме*

Теоретические закономерности процесса резания инструментом с износостойким покрытием и вопросы обеспечения высокой работоспособности такого инструмента рассматривались в работах А. С. Верещаки, В. П. Табакова, М. Ш. Мигранова, В. М. Мацевитого, Ю. Г. Внукова и других ученых [1–5]. Авторы указанных работ рассматривают износостойкое покрытие в качестве уникальной промежуточной среды между инструментальным материалом основы и обрабатываемым материалом, способной повышать сопротивляемость инструмента процессам изнашивания различной физической природы при одновременном снижении факторов внешнего воздействия, обуславливающих изнашивание. Наличие износостойкого покрытия на контактных поверхностях инструмента сдерживает начало непосредственного изнашивания инструментального материала основы, следовательно, интенсивность процессов локального разрушения покрытия является фактором, предопределяющим интенсивность изнашивания и работоспособность режущего инструмента.

Теоретические аспекты прочности и разрушения износостойких покрытий при резании, помимо перечисленных публикаций, рассматривались в работах В. С. Антонюка, Е. Б. Сороки, L. S. Stephens и других авторов [6–8]. Научные результаты и модели, представленные в этих работах, послужили основой для разработки концепций

создания прогрессивных (дискретных, градиентных) архитектур износостойких покрытий с заданными функциональными свойствами.

Основной группой факторов, определяющих сопротивляемость износостойкого покрытия процессам локального разрушения вследствие растрескивания и отслаивания слоев при резании являются механические свойства материалов слоев. В качестве комплексных характеристик механических свойств материалов слоев износостойких покрытий авторы работы [9] предлагают использовать соотношения характеристик твердости и упругости. В связи с этим, перспективным направлением совершенствования износостойких покрытий для режущего инструмента является управление соотношением характеристик твердости и упругости материалов слоев. Широкие возможности такого управления предоставляет применение износостойких покрытий с наноструктурированными слоями [10]. Направленная модификация размерно-структурных характеристик фаз слоев таких покрытий, осуществляемая за счет варьирования технологических параметров их нанесения, позволяет достичь требуемого сочетания механических свойств материалов слоев, о чем свидетельствуют результаты исследований, представленные в публикациях [9, 11].

### ***Обзор нерешенных частей проблемы***

Важным фактором, сдерживающим широкое применение износостойких покрытий с наноструктурированными слоями для режущего инструмента, является недостаточная изученность физических закономерностей процессов резания инструментами с такими покрытиями. В связи с этим актуальной задачей является разработка моделей основных физических процессов при резании инструментом с износостойкими покрытиями с наноструктурированными слоями, в том числе моделей процессов локального разрушения покрытия вследствие нарушения целостности слоев. В моделях, отражающих зависимость интенсивности процессов локального разрушения покрытия от соотношения механических характеристик материалов слоев, должны учитываться отличия в характере проявления механических свойств материалов наноструктурированных и обычных слоев.

Целью работы является разработка основных положений модели зависимости интенсивности разрушения износостойкого покрытия с наноструктурированными слоями при резании от соотношения характеристик твердости и упругости материалов слоев.

### ***Основная часть***

Локальное разрушение износостойкого покрытия при резании обуславливается комплексом процессов деформаций материала, зарождения и развития трещин в слоях покрытия под действием термомеханических нагрузок в зоне резания. Последовательность протекания процессов разрушения каждого слоя покрытия на локальном участке контактной поверхности предполагает в качестве первого этапа разрушения когезионное растрескивание (декогезию) слоя в направлении, перпендикулярном его границе с материалом основы инструмента или смежным слоем покрытия, а в качестве второго этапа – адгезионное отслаивание (деадгезию) слоя от материала основы или смежного слоя. Интенсивное растрескивание слоя обуславливает образование по всей его толщине густой сетки когезионных трещин, облегчающей, особенно при малом размере шага этих трещин, дальнейшую деадгезию фрагмента слоя с последующим его отрывом от основы или смежного слоя. Поэтому логично постулировать наличие тесной положительной корреляции показателей интенсивности когезионного растрескивания и последующего адгезионного отслаивания слоев покрытия при резании. Основным фактором сдерживания локального разрушения покрытия в этом случае будет сопротивляемость слоев когезионному растрескиванию, зависящая от величины энергии, необходимой для декогезии слоя.

Повышение сопротивляемости слоев покрытий когезионному растрескиванию при резании может быть обеспечено за счет применения наноструктурированных слоев покрытий, характерные отличия механизма процессов деформации и трещинообразования в которых обусловлены особенностями размерно-структурных характеристик материалов

слоя. Схема влияния структуры и среднего размера  $d$  зерна слоя покрытия на характер деформационных процессов и твердость  $H$  материала слоя представлена на рисунке 1.

Рис. 1. Схема влияния структуры и среднего размера  $d$  зерна материала слоя износостойкого покрытия на характер проявления деформационных процессов и твердость  $H$  материала слоя [9]

Нанокристаллическая фаза, являясь переходной между микрокристаллической и аморфной, отличается сложной гетерогенной структурой и включает в качестве компонентов кристаллические зерна размером  $d < 50$  нм и межзеренные прослойки аморфной фазы. Уменьшение величины  $d$  в наноструктурированных слоях сопровождается повышением объемной доли упругих межзеренных прослоек аморфной фазы и обуславливает изменение доминирующего фактора деформационных процессов в слое покрытия при переходе через критическое значение  $d = d_c$ . Если при  $d > d_c$  основным механизмом деформации материала слоя являются внутризеренные процессы дислокационной природы, то при  $d < d_c$  – межзеренные процессы локального проскальзывания по границам кристаллической и аморфной фаз [9]. При деформации наноструктурированных слоев в различном соотношении сочетаются оба механизма деформации, причем доминирование того либо иного механизма зависит от среднего размера зерна и объемной доли границ раздела фаз. Наличие зон значений  $d$  с преобладанием различных механизмов деформации объясняет и экстремальный характер зависимости  $H = f(d)$ . Максимум  $H$  при  $d = d_c$  соответствует переходу от зоны доминирования внутризеренных процессов зарождения и движения дислокаций при  $d > d_c$ , когда рост значения  $H$  при снижении размера  $d$  описывается соотношением Холла–Петча ( $H \sim \frac{1}{\sqrt{d}}$ ) [9], к зоне доминирования локального граничного проскальзывания при  $d < d_c$ , обусловленного отсутствием внутренних источников дислокаций вследствие малого размера кристаллитов и наличия межзеренных аморфных прослоек с большой объемной долей границ раздела фаз, достигающей до 50 % объема материала слоя. Дальнейшее снижение  $d$  в диапазоне значений  $d < d_c$  обеспечивает рост упругости материала слоя, что отражается в снижении его модуля Юнга  $E$  при достаточно высоких показателях твердости материала слоя.

Сопrotивляемость слоя износостойкого покрытия зарождению и развитию трещин определяется в общем случае критическим коэффициентом интенсивности напряжений при трещинообразовании [12]:

$$K_{1C} = \sqrt{\frac{2 \cdot E \cdot \gamma}{1 - \mu^2}}, \quad (1)$$

где  $E$  – модуль Юнга материала слоя;

$\gamma$  – свободная поверхностная энергия слоя;

$\mu$  – коэффициент Пуассона материала слоя.

Вместе с тем, учитывая особенности гетерогенной структуры наноструктурированных слоев с различными соотношениями объемных долей кристаллической и аморфной фаз и указанный в настоящей статье двойственный характер проявления процессов деформации и трещинообразования в таких слоях, авторы предлагают дополнительно учесть в формуле (1) влияние среднего размера зерна и соотношения объемных долей фаз на величину  $K_{1C}$  с помощью коэффициента влияния размерно-структурного фактора  $K_{\omega}$ :

$$K_{1C} = K_{\omega} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot E \cdot \gamma}{1 - \mu^2}}, \quad (2)$$

С учетом характера влияния величины  $d$  на толщину прослойки аморфной фазы в сечении наноструктурированного слоя, и, при принятом в качестве допущения постоянстве типа структуры слоя по его глубине, – на соотношение объемных долей кристаллической и аморфной фаз в слое покрытия, примем  $K_{\omega} \sim \sqrt{d}$ .

Исходя из соотношения Холла–Петча, связь между размером и твердостью зерна логично представить зависимостью вида  $d \sim \frac{1}{H^2}$ , откуда

$$K_{\omega} = \sqrt{\frac{k}{H^2}}, \quad (3)$$

где  $k$  – коэффициент пропорциональности, значение которого определяется типом структуры материала слоя (столбчатой, глобулярной и т. д.).

Для диапазона значений  $d > d_c$  с более изученным доминирующим дислокационным механизмом деформационных процессов в материале наноструктурированного слоя износостойкого покрытия при постепенном снижении величины  $d \rightarrow d_c$ , значения свободной поверхностной энергии  $\gamma$  слоя в формуле (1) выразим через известные показатели, характеризующие протекание дислокационных процессов в материале слоя: модуль сдвига  $G$  и вектор Бюргерса  $b$ :

$$\gamma = \frac{G \cdot b}{8}. \quad (4)$$

Выразим модуль сдвига  $G$  в формуле (4) через значение  $E$ :

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \mu)}.$$

Значение вектора Бюргерса представим как  $b = \frac{a}{\sqrt{2}} = 0,71 \cdot a$ , где  $a$  – длина межатомных связей в материале слоя.

Отсюда из формулы (4) получим:

$$\gamma = \frac{0,04 \cdot E \cdot a}{(1 + \mu)}. \quad (5)$$

Подставляя в формулу (2) выражения (3) и (5) и принимая в соответствии с рекомендациями работы [9] значение коэффициента Пуассона для наноструктурированного слоя покрытия равным  $\mu = 0,3$ , получим:

$$K_{1C} = \sqrt{\frac{0,074 \cdot k \cdot a \cdot E^2}{H^2}} = \frac{0,27 \cdot \sqrt{k \cdot a} \cdot E}{H}.$$

С учетом постоянства  $k$  и  $a$  для определенного состава и типа структуры слоя, можно утверждать о существовании четкой функциональной зависимости критического коэффициента  $K_{1C}$  интенсивности напряжений при трещинообразовании в наноструктурированном слое покрытия от соотношения характеристик твердости и модуля Юнга его материала  $\frac{H}{E}$ . Применение для оценки сопротивляемости локальному разрушению покрытий с наноструктурированными слоями одного из наиболее распространенных и информативных комплексных показателей механических свойств материалов таких слоев, наличие широкого массива данных о значениях соотношений  $\frac{H}{E}$  для различных материалов слоев покрытий обеспечивает возможность научно обоснованного выбора конкретных материалов слоев для износостойких покрытий с заданными функциональными свойствами.

### **Выводы**

В статье сформулированы основные положения модели зависимости интенсивности локального разрушения износостойкого покрытия с наноструктурированными слоями при резании от соотношения характеристик твердости и упругости материалов слоев. Получена формула зависимости критического коэффициента интенсивности напряжений при трещинообразовании в наноструктурированном слое покрытия от соотношения твердости и модуля Юнга материала слоя. В полученной формуле учтено влияние на интенсивность когезионного растрескивания наноструктурированного слоя покрытия размерно-структурных характеристик материала слоя (среднего размера зерна и соотношения объемных долей кристаллической и аморфной фаз).

**Перечень источников литературы:** 1. Верещака, А. С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / А. С. Верещака. – М. : Машиностроение, 1993. – 336 с. – ISBN 5-217-01482-2. 2. Табаков, В. П. Формирование износостойких ионно-плазменных покрытий режущего инструмента / В. П. Табаков. – М. : Машиностроение, 2008. – 311 с. 3. Мигранов, М. Ш. Износостойкие покрытия с нанокристаллической структурой для высокоскоростной обработки резанием / М. Ш. Мигранов, Л. Ш. Шустер // СТИН. – 2006. – № 3. – С. 10–13. 4. Мацевитый, В. М. Покрытия для режущих инструментов / В. М. Мацевитый. – Х. : Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1987. – 128 с. 5. Внуков, Ю. Н. Нанесение износостойких покрытий на быстрорежущий инструмент / Ю. Н. Внуков [и др.] // Киев : Техника. – 1992. – 144 с. 6. Антонюк, В. С. Дискретні покриття на різальному інструменті / В. С. Антонюк, О. Б. Сорока, Б. А. Ляшенко, А. В. Рутковський // Проблеми прочності. – 2007. – № 1. – С. 138–143. 7. Сорока, О. Б. Методологія оптимізації зносостійких покриттів за критеріями міцності і роботоздатності: автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 01.02.04 / О. Б. Сорока ; Ін-т пробл. міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України. – К., 2011. – 36 с. 8. Finite element analysis of the initial yielding behavior of a hard coating/substrate systems with functionally graded interface under indentation and friction. Stephens L.S., Liu Yan, Meletis E. I. (Mechanical Engineering Department. Louisiana State University. Baton Rouge. LA 70803). Trans. ASME. J. Tribol. 2000. – 122, № 2. – P. 381–387. 9. Погребняк, А. Д. Структура и свойства твердых и сверхтвердых нанокompозитных покрытий / А. Д. Погребняк, А. П. Шпак, Н. А. Азаренков, В. М. Береснев // Успехи физических наук. – 2009. – Том 179, № 1. – С. 35–64. 10. Калиниченко, В. В. Перспективы повышения стойкости инструмента за счет выбора рационального сочетания характеристик твердости и упругости материалов слоев износостойкого покрытия / В. В. Калиниченко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – 2012. – Вип. № 29 – С. 62–69. 11. Дуб, С. Н. Механические свойства нанокристаллических твердых пленок  $\text{HfB}_{2,7}$  / С. Н. Дуб, А. А. Гончаров, С. С. Пономарев, В. Б. Филиппов, Г. Н. Толмачева, А. В. Агулов // Сверхтвердые материалы. – 2011. – № 3. – С. 9–19. 12. Махутов, Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность / Н. А. Махутов. – М. : Машиностроение, 1981. – 272 с.

Рецензент: **Мироненко Е. В.**, д.т.н., проф.

МОДЕЛЬ ЗАЛЕЖНОСТІ ІНТЕНСИВНОСТІ РУЙНУВАННЯ ЗНОСОСТІЙКОГО  
ПОКРИТТЯ ПРИ РІЗАННІ ВІД СПІВВІДНОШЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТВЕРДОСТІ ТА  
ПРУЖНОСТІ МАТЕРІАЛІВ ЙОГО ШАРІВ

Калініченко В. В., Шумілкін Є. Л.

В даній роботі сформульовані основні теоретичні положення моделі залежності інтенсивності руйнування зносостійкого покриття з наноструктурованими шарами при різанні від співвідношення характеристик твердості та пружності матеріалів шарів. Отримана формула залежності критичного коефіцієнта інтенсивності напружень при тріщиноутворенні в наноструктурованому шарі покриття від співвідношення твердості та модуля Юнга матеріалу шару. В отриманій формулі враховано вплив розмірно-структурних характеристик матеріалу наноструктурованого шару на його тріщиностійкість.

МОДЕЛЬ ЗАВИСИМОСТІ ІНТЕНСИВНОСТІ РАЗРУШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОГО  
ПОКРЫТИЯ ПРИ РЕЗАНИИ ОТ СООТНОШЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТВЕРДОСТИ И  
УПРУГОСТИ МАТЕРИАЛОВ ЕГО СЛОЕВ

Калиниченко В. В., Шумилкин Е. Л.

В данной работе сформулированы основные теоретические положения модели зависимости интенсивности разрушения износостойкого покрытия с наноструктурированными слоями при резании от соотношения характеристик твердости и упругости материалов слоев. Получена формула зависимости критического коэффициента интенсивности напряжений при трещинообразовании в наноструктурированном слое покрытия от соотношения твердости и модуля Юнга материала слоя. В полученной формуле учтено влияние размерно-структурных характеристик материала наноструктурированного слоя на его трещиностойкость.

MODEL OF DEPENDENCE OF INTENSITY OF WEARPROOF COVERAGE DESTRUCTION  
AT CUTTING FROM CORRELATION OF THE HARDNESS AND ELASTICITY  
CHARACTERISTICS OF HIS LAYERS MATERIALS

Kalinichenko V. V., Shumilkin Y. L.

In this work the substantive theoretical principles of model of dependence of destruction intensity of wearproof coverage with the nanostructured layers at cutting from correlation of the hardness and elasticity characteristics of layers materials are formulated. The formula of dependence of critical stress intensity factor in the nanostructured layer of coverage from correlation of hardness and Young's modulus of material layer was obtained. In the resulting formula influence of size-structural characteristics of material of the nanostructured layer on resistance formation of cracks was taken into account.

Ключові слова: Різальний інструмент, зносостійке покриття, наноструктурований шар, твердість, пружність, тріщиностійкість, розмірно-структурні характеристики.

Ключевые слова: Режущий инструмент, износостойкое покрытие, наноструктурированный слой, твердость, упругость, трещиностойкость, размерно-структурные характеристики.

Key words: Cutting tool, wearproof coverage, nanostructured layer, hardness, elasticity, resistance formation of cracks, size-structural characteristics.

Дата надходження статті: 30 листопада 2012 р.

## ЗМІСТ

## РОЗДІЛ 1

## Процеси та інструменти механообробки

<i>Равская Н. С. , Охрименко А. А.</i> Обработка цилиндрических зубчатых колес коническими червячными фрезами	3
<i>Новосёлов Ю. К. , Богуцкий В. Б. , Л. Б. Шрон Л. Б.</i> Анализ процесса износа инструмента при наружном круглом шлифовании	9
<i>Мироненко Е. В. , Гах В. М. , Миранцов С. Л. , Гах И. О</i> Исследование и оптимизация конструкции сборных резцов для черновой обработки конструкционных сталей на крупных токарных станках	17
<i>Ивченко Т. Г. , Король К. О.</i> Анализ возможностей снижения температуры в зоне резания при использовании инструмента с внутренним охлаждением	32
<i>Охріменко О. А.</i> Формоутворення поверхні зубчастих косозубих зубчастих коліс при зубофрезеруванні	38
<i>Кобельник В. Р.</i> Ефективність керованого процесу свердління наскрізних отворів шляхом забезпечення зміни подачі	47
<i>Ковалева Л. И.</i> Профилирование сборных фасонных фрез с прямыми зубьями, затылованными по окружности в корпусе приспособления с наклонными пазами	57
<i>Казакова Т. В. , Бобловская Ю. Ю.</i> Исследования качества мелкоразмерных сборных торцовых фрез с целью оптимизации их конструктивных параметров и производительности фрезерования	63
<i>Гах В. М. , Лищенко А. Н.</i> Исследование и оптимизация конструкции кассетных торцовых фрез для черновой обработки конструкционных сталей	70

## РОЗДІЛ 2

## Якість та надійність металорізального обладнання

<i>Ковалев В. Д. , Клочко А. А. , Кравченко Д. А. , Киреев Е. Н.</i> Исследование гидродинамических свойств высокоскоростных тяжело нагруженных зубчатых цилиндрических передач тяжелых токарных станков	79
<i>Тимофеев Ю. В. , Захаров М. Н.</i> Анализ времени сборки агрегатных станков подлежащих реинжинирингу	94
<i>Стреляная Ю. О.</i> Методика ускоренного исправления эксцентриситета при точении заготовок на тяжелых станках	100

**Мельник М. С.** Повышение жесткости гидростатических опор за счет применения системы автоматического регулирования с двумя дифференцирующими звеньями 105

**Бережная Е. В., ЧепельЮ. А.** Машина трения для испытания на износостойкость металла наплавки 112

### РОЗДІЛ 3 Технологія машинобудування

**Мироненко Е. В., Клочко А. А., Кошелева А. Д., Годзула И. Г.** Анализ параметров поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес, характеризующих их эксплуатационные свойства 118

**Пермяков А. А., Забара А. С., Хицан В. Д.** Обеспечение точности установки детали при унификации установочно-зажимных приспособлений многопозиционных агрегатных станков 132

**Шелковий О. М., Шевченко О. О.** Дослідження продуктивності та надійності обробки деталі типу «кронштейн» у ГАД в умовах дрібносерійного виробництва 143

**Иванов И. Н., Кулиничев М. В.** Магнитно – абразивное полирование цилиндрических поверхностей 153

**Шелковой А. Н., Мироненко Е. В., Клочко А. А., Ефремов Д. В., Клиновский А. А.** Методика расчета параметров состояния поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес в зависимости от условий их обработки 157

**Семенов В. М., Иванык А. В., Кассов В. Д., Заблоцкий В. К.** Технология ремонта трещин в станине ножниц слябинга 174

**Грибков Э. П., Данилюк В. А., Кассов В. Д.** Изготовление порошковых лент для восстановительной наплавки деталей станочного оборудования 180

**Власов А. Ф.** Электрошлаковое кокильное литье деталей ответственного назначения 186

**Иванов И. Н., Соколов Р. Л.** Магнитно – абразивное полирование плоских поверхностей базовых деталей универсальных сборных приспособлений 194

**Кравцов А. Н.** Обеспечение эксплуатационных свойств поверхностей деталей с применением функционально-стоимостного анализа при многокритериальной регламентации параметров их поверхностного слоя 198

**Мартинов А. П.** Сучасні тенденції нормування та забезпечення точності поверхонь деталей виробів машинобудування 208

**Мицык А. В., Федорович В. А.** Проектирование технологий вибрационной отделочно-зачистной обработки и ее разновидностей 216



## РОЗДІЛ 4

### Моделювання та оптимізація елементів технологічних систем

- Залогов В. А., Зинченко Р. Н.* Методика цифровой обработки диагностического сигнала 223
- Шелковой А. Н., Мироненко Е. В., Клочко А. А., Чмырь В. А., Саенко М. А.* Обобщенная модель технологического процесса формообразования цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес 235
- Тарасівський О. С.* Прогнозування залишкового ресурсу кільцевих зварних з'єднань тривало експлуатованих магістральних газопроводів 251
- Шишкевич К. І.* Оптимізація рівнів стандартизації та спеціалізації виробництва в умовах важкого машинобудування 260
- Калиниченко В. В., Шумилкин Е. Л.* Модель зависимости интенсивности разрушения износостойкого покрытия при резании от соотношения характеристик твердости и упругости материалов его слоев 265

**ДЛЯ НОТАТОК**

**ДЛЯ НОТАТОК**

Наукове видання

# НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць  
Випуск №31

Постанова президії ВАК України  
від 9 червня 1999 р., №1-05/7  
Рішення вченою ради ДДМА,  
протокол №5 от 30.12.2012

Підп. до друку 12.02.2013  
Ум. друк. арк. 12,54.  
Тираж 100 прим.

Формат 60×84<sup>1/16</sup>.  
Обл.-вид. арк. 17,25.  
Зам. № 56

---

Видавець і виготівник  
"Донбаська державна машинобудівна академія"  
84313, м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72  
Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру  
серія ДК №1633 від 24.12.2003