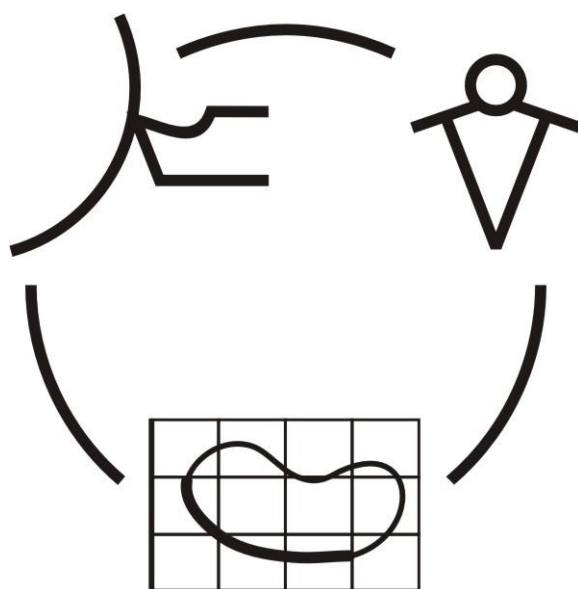


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

*Збірник наукових праць
Випуск 27*



КРАМАТОРСЬК 2010

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**НАДЕЖНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА
И ОПТИМИЗАЦИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ**

Сборник научных работ

Выпуск 27 – 2010

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 27- 2010

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. №27, 2010. – 188 с.

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №27, 2010. – 188 с.

Reliability of the tool and optimisation of technological systems. Collection of of science papers. - Kramatorsk, №27, 2010. – 188 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.

ISBN 978-966-379-492-1

© Донбасская государственная машиностроительная академия, 2010

© Донбаська державна машинобудівна академія, 2010

© Donbass State Engineering Academy, 2010

РОЗДІЛ 1 ПРОЦЕСИ ТА ІНСТРУМЕНТИ МЕХАНООБРОБКИ

УДК 621.923

Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Пыжов И.Н., Федорович В.А.
НТУ «ХПИ», Харьков, Украина

ОСОБЕННОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ МИКРОПОРОШКОВ АЛМАЗА В КРУГАХ НА МЕТАЛЛИЧЕСКИХ СВЯЗКАХ

Постановка проблемы. По данным многих исследователей [1], [2], [3] одним из наиболее перспективных методов формообразования лезвийных инструментов и др. изделий из поликристаллических сверхтвёрдых материалов (ПСТМ) в настоящее время по-прежнему остается шлифование кругами на основе шлифпорошков алмаза. Его эффективность остается существенной даже применительно к черновым стадиям обработки т.к. значения производительности процесса и расхода кругов имеют приемлемые значения. Однако с позиции экономии самих ПСТМ этот метод, конечно же, не совершенен.

Анализ последних исследований и публикаций. Исследования последних лет показали, что резерв повышения эффективности формообразования лезвийных инструментов из ПСТМ лежит в области использования кругов на основе микропорошков алмаза [4], [5], [6]. Однако при этом еще более обостряется известное противоречие между размером зерен и прочностью их удержания в связке круга. А это в первую очередь существенным образом сказывается на значении удельного расхода алмазов. Установлено, что одним из путей повышения эффективности использования зерен микропорошков алмаза в кругах является нанесение на них толстослойных металлических покрытий.

Цель исследования. Целью настоящей работы является установление некоторых особенностей использования микропорошков алмаза с толстослойными рельефными металлическими покрытиями в кругах на прочных металлических связках.

Основные материалы исследования. Применительно к условиям обработки ПСТМ токопроводящими кругами на основе микропорошков алмаза особый интерес представляют покрытия, толщина которых может достигать половины размера покрываемого зерна. Теоретические основы получения таких покрытий уже разработаны, а сама технология нанесения достаточно хорошо отработана практически [7], [8]. Наиболее распространенным является покрытие с 56% содержанием никеля, однако по требованию заказчика процент содержания металла может быть изменен. Отмеченная технология допускает получение рельефных покрытий. При этом имеется возможность управления степенью рельефности поверхности зерен (рельефные, бархатные и гладкие).

Модель алмазного зерна с покрытием с достаточной степенью точности можно представить, например, в виде шара с гармонической поверхностью (рис. 1), уравнение которого в сферических координатах имеет вид:

$$\rho(\varphi, \theta) = \frac{Z_{\text{исх.ср.}}}{2} \cdot (1 + k_i) \cdot [1 + k_A \cdot \sin(n\varphi) \cdot \cos(n\theta)],$$

где ρ - длина радиус-вектора, φ и θ - зенитный и азимутальный углы соответственно;

k_i - относительный коэффициент средней толщины покрытия (отношение средней толщины покрытия к среднему размеру исходного алмазного зерна $Z_{\text{исх.ср.}}$);

k_A - относительный коэффициент амплитуды изменения толщины покрытия;

n - количество выступов в осевом сечении.

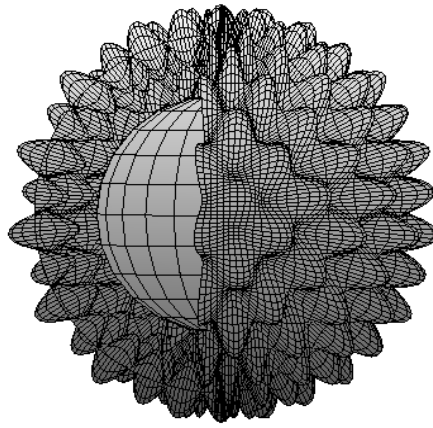


Рис. 1 – Модель алмазного зерна с металлическим рельефным толстослойным покрытием

Использование на алмазных зернах рельефных толстослойных металлических покрытий позволяет существенно продлить их режущий ресурс. Этого объясняется с одной стороны более прочным сцеплением материала покрытия с поверхностью алмаза по сравнению с компонентами связки, а с другой существенным увеличением поверхности контакта покрытого зерна со связкой круга. Как уже отмечалось, это особенно важно для мелкозернистых кругов, т. к. увеличение удельного расхода алмазов кругов с уменьшением размера зерен является установленным фактом.

Как видно из схемы, представленной на рис. 2, за счет использования покрытия на алмажном зерне можно добиться увеличения глубины его заделки в связке на величину X , которая численно равняется толщине покрытия. Таким образом, в случае применения рельефных толстослойных покрытий часть покрытого зерна, заделанная в связке, может достигать значительной величины и при условии, что $Z_{покр.} \approx 2 \cdot Z_{исх.}$ она может равняться

$$X = \frac{Z_{исх.}}{2}, \text{ т.е. может играть самостоятельную роль в процессе удержания зерна в связке.}$$

С определенной долей уверенности можно предположить, что даже в случае разрушения зерно, находясь в металлической оболочке, будет удерживаться покрытием и какое-то время продолжать выполнять полезную работу по съему припуска с ПСТМ.

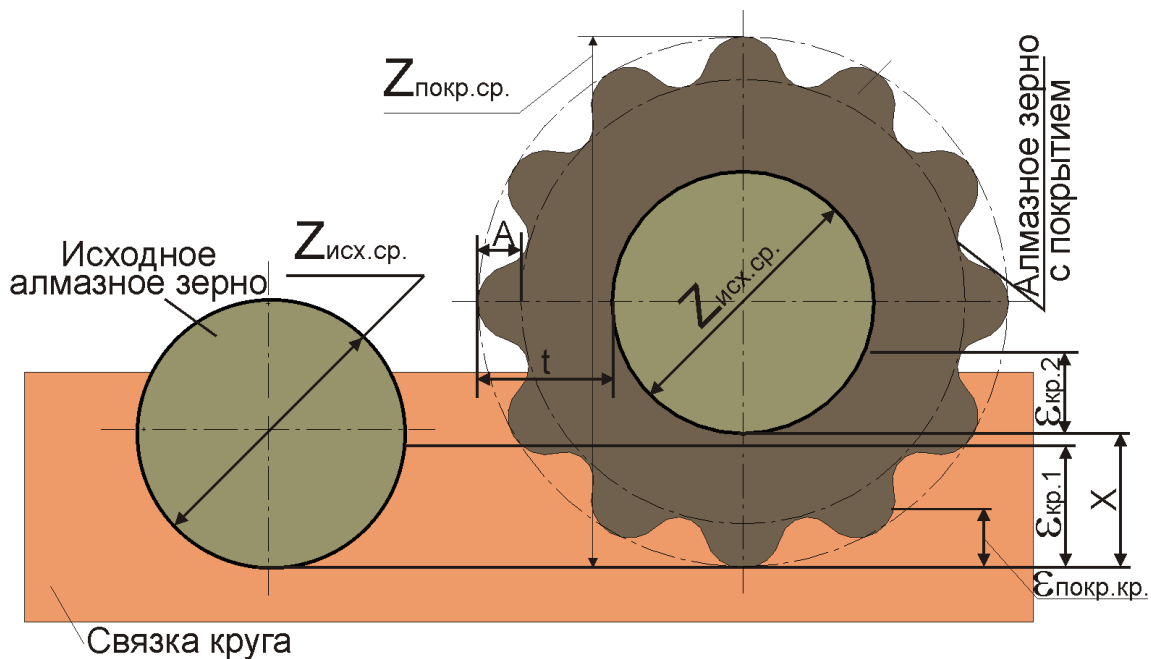


Рис. 2 – К обоснованию роли покрытий на алмазных зернах

Это должно положительно сказаться на коэффициенте использования алмазных зерен, что для зерен микропорошков алмаза является весьма существенным фактом.

Если же толстослойное покрытие будет рельефным, то это приведет к еще большему увеличению площади поверхности зерна вообще и соответственно той ее части, которая заделана в связке. Кроме этого по сравнению с покрытиями той же величины с гладкой поверхностью условия механического закрепления зерна существенно улучшаются. Это позволяет более равномерно распределить нагрузку, действующую на зерно при резании, и тем самым существенно снизить величину его критической заделки в связке ($\varepsilon_{кр.2} < \varepsilon_{кр.1}$, $\varepsilon_{покр.} < \varepsilon_{кр.1}$, $\varepsilon_{кр.2} \rightarrow \min$, рис. 2).

Поскольку покрытое зерно больше исходного ($Z_{покр.} = Z_{исх.} + 2 \cdot t$, где t – толщина покрытия), то даже с учетом одной возможности размещения зерен с покрытием в алмазоносном слое их исходная навеска (до нанесения покрытия) должна быть соответствующим образом уменьшена.

Если принять, что размер покрытого зерна должен примерно равняться ближайшему стандартному размеру ($Z_{покр.} \approx Z_{станд.}$), то в первом приближении можно принять, что и их количество в единице объема алмазоносного слоя круга тоже должно быть одинаковым, т.е. $n_{покр.} \approx n_{станд.}$. А это должно привести к уменьшению массы навески исходного микропорошка, т.е. к снижению реальной концентрации алмазных зерен в круге. В таблице представлено примерное соответствие между стандартной зернистостью и зернистостью зерен микропорошков алмаза с толстослойным покрытием (для случая, когда $X = \frac{Z_{исх.}}{2}$).

Таблица 1

Примерное соответствие между стандартной зернистостью и зернистостью зерен микропорошков алмаза с толстослойным покрытием*

Исходные	$Z_{исх.}$	60/40	40/28	28/20	20/14	14/10
Покрытые	$Z_{покр.} \approx Z_{станд.}$	100/80	80/63	50/40	40/28	28/20

Если принять зерно в форме эллипсоида вращения, то исходную массу $M_{станд.}$ навески зерен имеющих зернистость $Z_{исх.}$ можно определить по формуле:

$$M_{исх.} = M_{станд.} \cdot \frac{Z_{исх.макс.} \cdot Z_{исх.мин.}^2}{Z_{станд.макс.} \cdot Z_{станд.мин.}^2} = M_{станд.} \cdot \frac{Z_{исх.макс.}}{Z_{станд.макс.}} \cdot \left(\frac{Z_{исх.мин.}}{Z_{станд.мин.}} \right)^2 \quad (1)$$

Если по аналогии концентрацию круга с покрытыми зернами обозначить как $K_{покр.}$, а без покрытия (исходные зерна) как $K_{исх.}$, то с учетом того, что $Z_{покр.} = Z_{исх.} + 2 \cdot t$ на основании (1) можно записать выражение, позволяющее определить необходимую концентрацию круга с покрытыми зернами и рассчитать по нему значения концентрации кругов в зависимости от толщины покрытия и зернистости микропорошков алмаза. Это выражение имеет вид:

$$K_{покр.} = K_{исх.} \cdot \frac{Z_{исх.макс.}}{(Z_{исх.макс.} + 2 \cdot t)} \cdot \left(\frac{Z_{исх.мин.}}{Z_{исх.мин.} + 2 \cdot t} \right)^2 \quad (2)$$

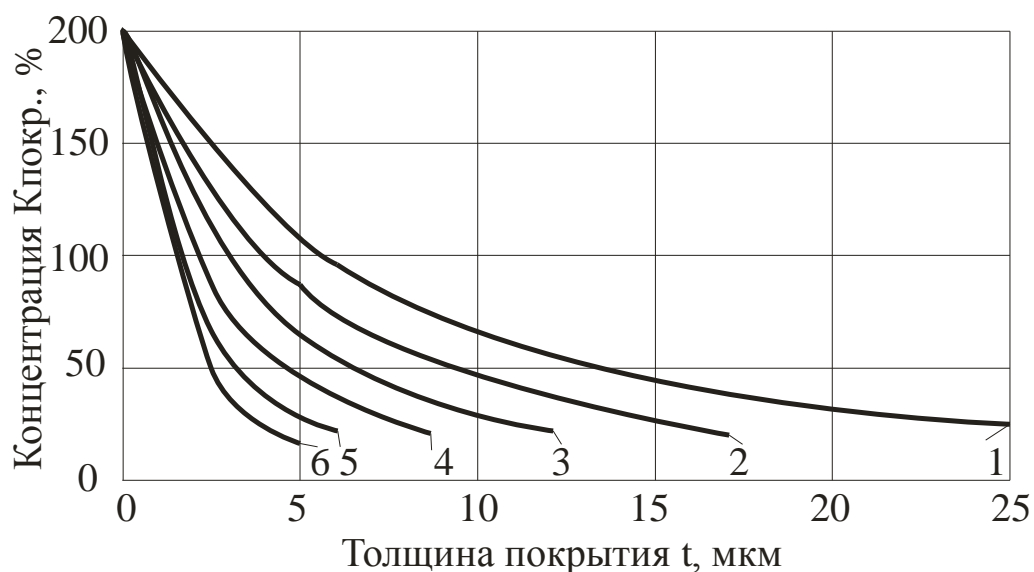
При этом за предельную исходную концентрацию алмазоносного слоя круга принималось ее значение, равное 200% (исходя из экспериментально установленной исследованиями В.Н. Бакуля с сотрудниками величины максимального заполнения

объема зернами алмаза, которая не превышает $\pi / \sqrt{40} \approx 0.5$ [9]. Графическая интерпретация зависимости (2) представлена на (рис. 3).

Роль характеристики алмазного круга (концентрация, зернистость и материал связки) при обработке ПСТМ, когда практически отсутствует внедрение алмазных зерен в ОМ, очень велика.

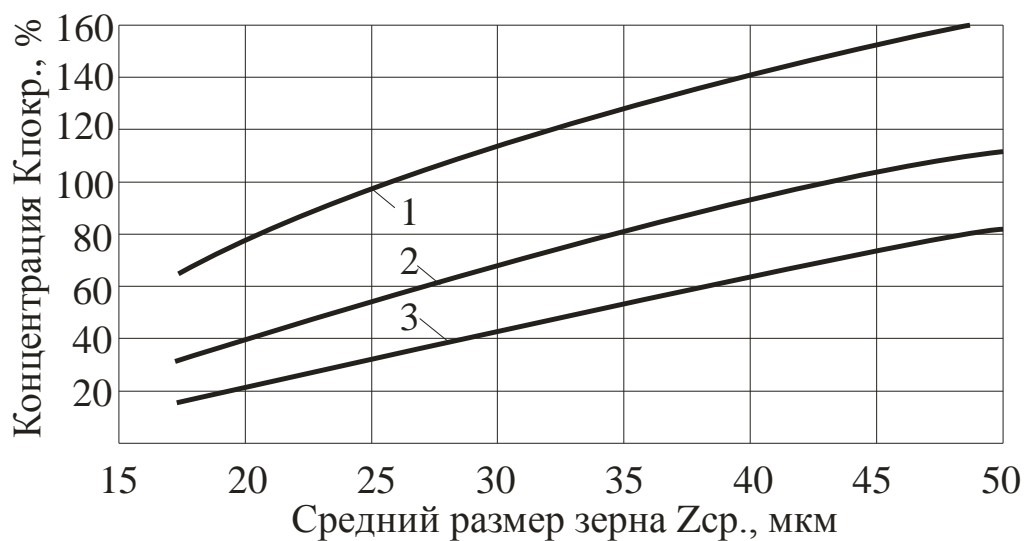
Особенно если влияние факторов имеет сложный характер. Так, например, увеличение до определенного уровня количества зерен в контакте с ПСТМ, как правило, способствует улучшению качества режущих кромок. Однако затем (по причине возрастания сил в зоне обработки) может привести к интенсификации процесса сколообразования на них.

С технологической точки зрения должно существовать оптимальное сочетание параметров характеристики алмазоносного слоя круга, обеспечивающее требуемое качество режущих кромок инструмента. В виду сложности явлений, протекающих в зоне шлифования, наиболее корректно оптимальная характеристика круга с покрытыми зернами может быть определена экспериментальным путем с учетом технического ограничения (2), учитывающего возможность размещения покрытых зерен в алмазоносном слое.



1-Z=60/40; 2-Z=40/28; 3-Z=28/20; 4-Z=20/14; 5-Z=14/10;

а)



1-t=5 мкм; 2-t=8,5 мкм; 3-t=12 мкм;

б)

Рис. 3 – Зависимости $K = f(t, Z_{ср.})$ для зерен с покрытием

Толщина покриття являється очень важным параметром, величина которого сказывается на всех этапах жизненного цикла алмазного круга. На этапе подготовки шихты она оказывает влияние на возможность размещения в ней покрытых зерен, на этапе спекания алмазоносного слоя ее величина определяет целостность зерна, а на этапе шлифования она во многом определяет его режущий ресурс. Еще одним важным аспектом использования покрытий на зернах микропорошков алмаза является возможность избежать в процессе изготовления алмазоносного слоя круга такого отрицательного явления как агрегатирование зерен с образованием крупных конгломератов, что может отрицательно сказаться на качестве обработанной поверхности.

Использование методологии 3D моделирования напряженно-деформированного состояния алмазоносного слоя круга при спекании позволило установить, что прочность металлической и керамической связей должны согласовываться с прочностью спекаемых с ней алмазных зерен, а концентрация и зернистость последних оказывают существенное влияние на целостность зерен в спекаемом слое. Использование, например, алмазных кругов с концентрацией алмазов свыше 40% существенно затрудняет получение алмазоносного слоя, характеристика которого соответствовала бы расчетной [10]. Такие круги не способствуют реализации условий технологической устойчивости.

Известно [11], [12], [13], что и с точки зрения эффективности процесса шлифования ПСТМ и, особенно на основе алмаза, оптимальная концентрация круга должна быть меньше 100% и может быть определена расчетно-экспериментальным методом.

Известно, что чем выше прочность зерна (в зависимости от его марки), тем большей (с точки зрения сохранения исходной характеристики круга) может быть их концентрация в алмазоносном слое круга [14], [15]. В отличие от кругов на основе шлифзерен алмаза в случае использования микропорошков алмаза нет возможности выбора марки зерна, т.к. из двух существующих только одна марка рекомендуется для обработки алмаза – АСН (микропорошок повышенной абразивной способности). Однако одним из достоинств микропорошков является наличие гораздо меньшего количества металлических включений в их составе по сравнению со шлифзернами, например марки АС6, что предопределяет в них и меньшую величину внутренних напряжений при высокотемпературном спекании алмазоносного слоя. Можно предположить, что прочность зерен микропорошка можно изменять путем выбора толщины покрытия. Это даст возможность увеличить значение концентрации алмазов в алмазоносном слое круга, если этому не препятствует техническое ограничение (2).

Известно, что при обработке труднообрабатываемых материалов зачастую требуется значение концентрации алмазного круга меньшее, чем 100%. При изготовлении изделий из стекла, например, это диктуется необходимостью размещения продуктов диспергирования в межзеренном пространстве, в случае формообразования изделий из ПСТМ ограничением является силовая напряженность процесса шлифования. Эти факторы можно считать благоприятными с точки зрения использования шлифовальных кругов с покрытыми зернами. Особенно это относится к микропорошкам алмаза, если учитывать количество зерен в одном карате [16], а, следовательно, в алмазоносном слое круга и на единице площади его рабочей поверхности. Согласно данным, изложенным в работе [17], число зерен на единице площади РПК можно определить по формуле:

$$n = \frac{3 \cdot K}{200 \cdot \pi \cdot a^{3/2} \cdot (0,96 \cdot \bar{x}_m)^2}, \quad (3)$$

где n - число зерен $шт / мм^2$; K - концентрация круга, %; $a = 0,6-0,8$ – коэффициент формы зерна; \bar{x}_m - средний размер зерна, мм.

Расчеты по зависимости (3) показывают (рис. 4), что вынужденное снижение концентрации кругов на основе микропорошков алмаза с покрытиями с учетом ограничения (2) компенсируется ростом количества зерен по сравнению с кругами на основе шлифпорошков.

Так, например, при концентрации зерен с покрытиями $K_{покр.} = 25\%$ их число на единице площади РПК при зернистости $Z = 20/14$ будет значительно выше, чем у круга на основе шлифпорошков без покрытия, причем самой мелкой зернистости (50/40), имеющего концентрацию 100%.

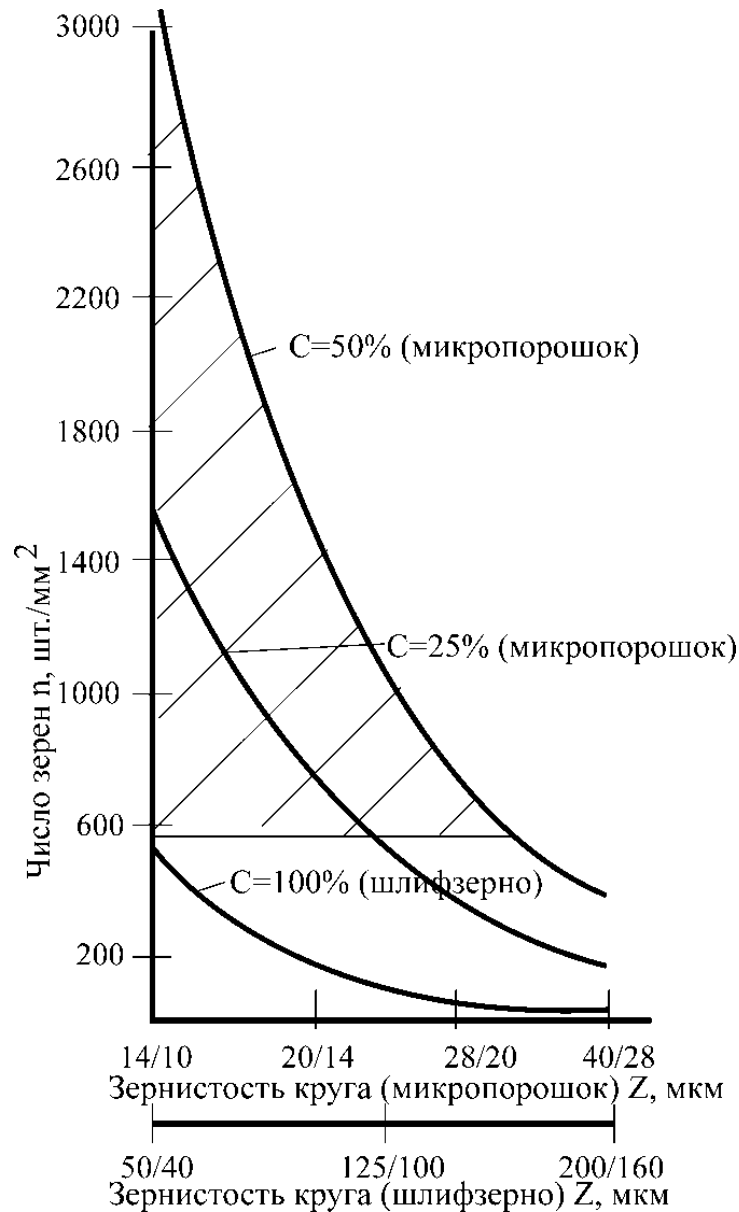


Рис. 4 – Графики зависимости $n = f(Z)$

С целью установления физических особенностей в зонах контакта покрытого зерна со связкой и обрабатываемым ПСТМ и выявления на этой основе возможных резервов процесса шлифования были выполнены теоретико-экспериментальные исследования НДС системы «связка круга - алмазное зерно – рельефное толстослойное покрытие - обрабатываемый материал» с учетом наличия металлофазы в зерне. Расчеты показали, что наличие металлического покрытия на алмажном зерне вносит существенные коррективы в НДС этой системы.

В частности установлено, что наличие на алмазном зерне рельефного толстослойного покрытия при тех же условиях термосилового нагружения системы существенно уменьшает величину напряжений на границе «зерно-связка» (рис. 5), что можно объяснить значительным увеличением поверхности контакта покрытого зерна со связкой круга. Это является подтверждением факта лучшего удержания зерен в связке, а, следовательно, повышения их режущего ресурса.

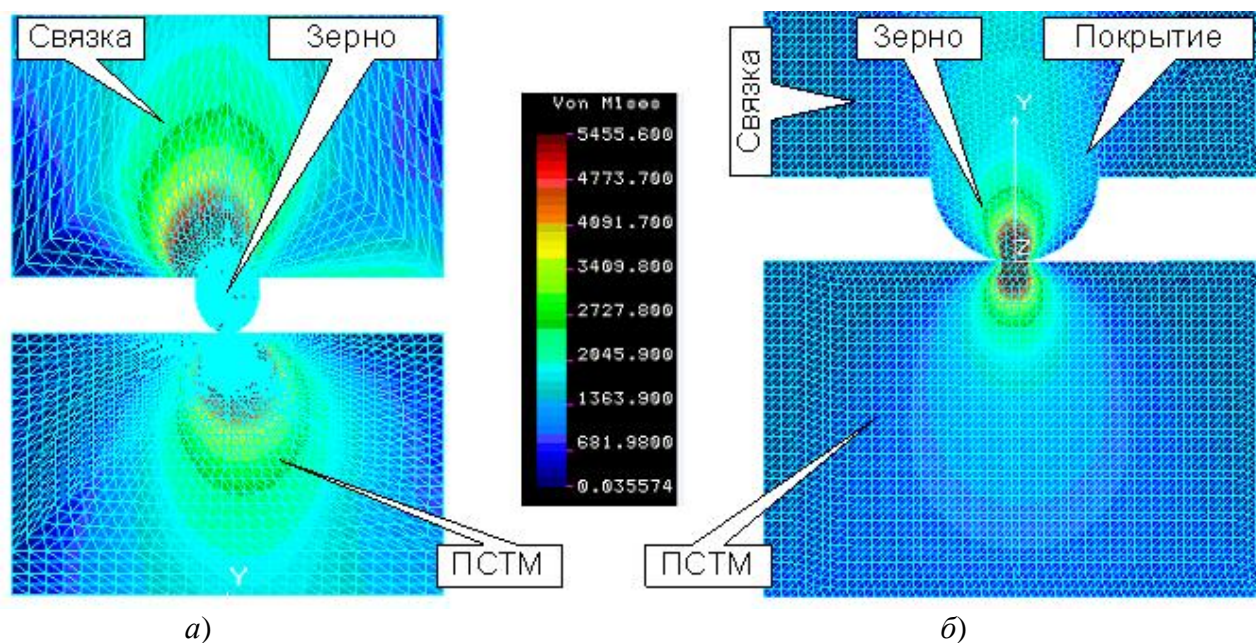


Рис. 5 – Визуализация влияния покрытия на 3D НДС систем
а) без покрытия; б) с покрытием на основе Ni (Z=20/14).

Вместе с тем полученные данные позволили установить еще один очень существенный момент, который заключается в том, что наличие рельефных толстослойных покрытий способствует созданию повышенных напряжений в обрабатываемом материале. Это также объясняется увеличением поверхности контакта покрытого зерна со связкой круга, в результате чего возрастает жесткость системы «связка – зерно – обрабатываемый материал».

Это обстоятельство имеет исключительное значение, если учитывать тот факт, что в условиях отсутствия внедрения алмазного зерна в обрабатываемый сверхтвердый материал съем припуска происходит за счет хрупкого микроразрушения ПСТМ. А для этого необходима реализация в основном двух важнейших условий: наличие на зерне острых микро- и субмикроромок с одной стороны и усилия определенной величины с другой.

Как было установлено в работе [13], такой фактор как жесткость связки круга способствует увеличению давления в контакте алмазного зерна с ПСТМ. В данных же условиях роль связки проявляется в еще большей степени. При этом такие факторы, как толщина и прочность покрытия, способствуют сдерживанию процесса макроразрушения алмазного зерна, т.к. реализуют эффект более прочного его «обжатия». Последнее обстоятельство благоприятно отражается на интенсификации съема припуска с обрабатываемого ПСТМ.

Экспериментальные исследования подтвердили факт существенного снижения удельного расхода зерен микропорошков алмаза с толстослойными рельефными металлическими покрытиями, значение которого приближается до уровня кругов на основе шлифпорошков алмаза.

Выводы

Таким образом, на основании теоретического анализа, изложенного выше, можно констатировать факт не только возможности, но и целесообразности использования на зернах микропорошков алмаза рельефных толстослойных металлических покрытий. Это позволяет технически достаточно просто разрешить отмеченное выше противоречие между необходимостью снижения размеров зерен и прочностью их удержания в связке круга.

Литератури: 1. Грабченко А. И. Научные основы алмазного шлифования сверхтвердых поликристаллических материалов: дис. в форме научного доклада докт. техн. наук: 05.03.01 / Грабченко Анатолий Иванович. - Харьков, 1995. - 59 с. 2. Доброскок В.Л. Научные основы формирования рабочей поверхности кругов на токопроводных связках в процессе шлифования: дис...докт. техн. наук: 05.03.01 / Доброскок Владимир Ленинмирович. - Харьков: - 2001. - 447 с. 3. Хрульков В.А. Алмазные инструменты в прецизионном приборостроении / Хрульков В.А., Головань А.Я, Федотов А. И. - М.: Машиностроение, 1977. - 223 с. 4. Особенности применения токопроводящих кругов на основе микропорошков алмаза при заточке лезвийных инструментов из ПНТМ / Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Федорович В.А., Пыжов И.Н., Гаращенко Я.Н. // Вестник национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт». Машиностроение.-К.: 2008.- Вип. 52.-С. 384–397. 5. Теоретическое обоснование эффективности использования микропорошков в алмазных кругах на металлических связках / Пыжов И.Н., Федорович В.А., Русанов В.В., Калита И.Н. // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб.–Харьков: 2008.-Вып.74.-С. 258-266. 6. Теоретическое обоснование эффективности использования металлических покрытий на микропорошках в алмазных кругах на металлических связках / Грабченко А.И., Пыжов И.Н., Федорович В.А., Калита И.Н. // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб.–Харьков: 2008.-Вып.75.-С. 77-85. 7. Гринь Г.И. Изучение процесса осаждения соединений марганца и никеля из водных растворов / Гринь Г.И., Козуб П.А., Семенов Е.А // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»/ – Харків: НТУ «ХПІ» – 2004. - № 14. -С.18 – 21. 8. Методы определения показателей качества никелевого покрытия / Гринь Г.И., Козуб П.А., Мухина Л.В., Дробног И.Н. // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». – Харків: НТУ «ХПІ». – 2006. – № 12. – С. 90 – 94. 9. Бакуль В.Н., Взаимодействие алмаза с расплавами металлов в условиях изготовления инструментов / Бакуль В.Н., Цыпин Н.В., Гаргин В.Г. // В кн.: Адгезия расплавов. – К.: Наук. Думка, 1974. – С. 134-136. 10. Расширение технологических возможностей изготовления алмазно-абразивных инструментов / Грабченко А.И., Федорович В.А., Пыжов И.Н., Русанов В.В. // Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НТУ «ХПІ».- Харків, 2008. - Вип.1 (14). - С.88 - 98.11. Грабченко А.И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / Грабченко А.И. - Харьков: Вища шк., 1985. - 184 с. 12. Грабченко А.И. Роль концентрации алмазов в круге при шлифовании поликристаллов сверхтвердых материалов / Грабченко А.И., Федорович В.А., Образков Б.В // Сверхтвердые материалы.- 1984.-Вып.1.-С. 49-52. 13. Федорович В.А. Разработка научных основ и способов практической реализации управления приспособляемостью при алмазном шлифовании сверхтвердых материалов: дис. ... д-ра техн. наук: 05.03.01 / Федорович Владимир Алексеевич. – Харьков: - 2002. – 466 с. 14. Козакова Н.В. Определение рациональных характеристик алмазных кругов путем 3D моделирования процессов их изготовления и шлифования сверхтвердых материалов: дис... канд. техн. наук: 05.03.01 / Козакова Наталья Витальевна. - Харьков, 2004. - 210 с. 15. Козакова Н.В. 3D моделирование при определении оптимальных характеристик алмазных кругов / Козакова Н.В., Наконечный Н.Ф., Федорович В.А // Високі технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2004. – Вип. 1(8). – С. 81-86. 16. Бакуль В. Н. Число зерен в одном карате — одна из важнейших характеристик алмазного порошка / Бакуль В. Н. // Синтетические алмазы. - 1976. - Вып. 4. - С. 22-27. 17. Резников А.Н. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник /

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.

Резников А.Н., Алексенцев Е.И., Барац Я.И. и др.; под ред. А.Н. Резникова. - М.: Машиностроение, 1977. - 391 с.

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

ОСОБЛИВОСТІ ВИКОРИСТАННЯ МІКРОПОРОШКІВ АЛМАЗУ В КРУГАХ НА МЕТАЛЕВИХ ЗВ'ЯЗКАХ

Грабченко А.І., Доброскок в.л., Пишов І.Н., Федоровіч В.А.

Розглянуті деякі питання, пов'язані з можливістю підвищення ефективності процесу формоутворення лезових інструментів з полікристалічних надтвердих матеріалів алмазним шліфуванням.

ОСОБЕННОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ МИКРОПОРОШКОВ АЛМАЗА В КРУГАХ НА МЕТАЛЛИЧЕСКИХ СВЯЗКАХ

Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Пышов И.Н., Федорович В.А.

Рассмотрены некоторые вопросы, связанные с возможностью повышения эффективности процесса формообразования лезвийных инструментов из поликристаллических сверхтвердых материалов алмазным шлифованием.

FEATURES OF THE USE OF MIKROPOROSHKOVI OF DIAMOND IN CIRCLES ON METALLIC COPULAS

Grabchenko A.I., Dobroskok V.L., Pyzhov I.N., Fedorovich V.A.

Some questions related to possibility of increase the efficiency of the formation process of lathe instruments made of polycrystalline superhard materials by means of diamond grinding are considered.

Ключевые слова: Микророшок, алмаз, круг, связка, материал, шлифование.

Ключові слова: Мікророшок, алмаз, круг, в'язка, матеріал, шліфування.

Key words: Mikroporoshok, diamond, circle, copula, material, polishing.

Манохин А.С., Клименко С.А., Мельничук Ю.А.
Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины

ТЕМПЕРАТУРА РЕЗАНИЯ ПРИ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНОМ ЧИСТОВОМ ТОЧЕНИИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ

Введение

Температура резания – один из основных показателей процесса резания, обуславливающих как производительность обработки, так и качество обработанной поверхности. С понятием «оптимальная температура резания» связывают условия обработки, при которых достигается наименьший относительный поверхностный износ инструмента [1].

При обработке материалов высокой твердости (закаленных сталей, наплавленных и напыленных покрытий, отбеленных чугунов, твердых сплавов) инструментом, оснащенным поликристаллическими сверхтвердыми материалами (ПСТМ) на основе кубического нитрида бора (КНБ) температура резания достигает 1000-1200 °С [2]. В наибольшей степени на величину температуры резания влияет скорость резания и износ инструмента по задней поверхности.

Экспериментальная оценка температуры непосредственно в зоне резания при обработке инструментом с ПСТМ представляет значительные сложности, связанные необходимостью установки искусственных термопар в тело инструмента [3], а аналитическое определение температуры резания затрудняется в связи с необходимостью использования в расчетах теплофизических параметров ПСТМ при соответствующей температуре.

Для определения температуры резания представляется перспективным использование подхода, основанного на моделировании процесса обработки с использованием численных методов и косвенной экспериментальной оценке температуры на доступных участках инструмента.

Настоящая работа посвящена разработке такого расчетно-экспериментального подхода к оценке температуры резания и исследованию влияния на нее условий резания закаленных сталей инструментам, оснащенным ПСТМ на основе КНБ.

Для оценки температуры резания использовался инструмент с двумя установленными на поверхности подложки термопарами хромель-копель. Температура в точках установки термопар определялась в зависимости от температуры нагрева в области вершины инструмента. Моделированием с применением метода конечных элементов (МКЭ) оценивалось изменение температур в тех же точках на опорной поверхности режущей пластины в зависимости от ширины контакта инструмента с изделием, длины зоны контакта стружки с передней поверхностью инструмента, ширины фаски износа на задней поверхности инструмента и средней температуры резания (температуры в области вершины инструмента). Коэффициенты регрессионных зависимостей устанавливались исходя из равенства температур на опорной поверхности режущей пластины, полученных в эксперименте и моделированием.

При точении массивными резцами период нестационарного теплообмена невелик. Тепловые потоки, проходящие через поверхности контакта "резец-заготовка-стружка", быстро стабилизируются, и температура контактных поверхностей в дальнейшем изменяется незначительно [4]. В этой связи, полагая, что температура резания не зависит от времени, на контактных поверхностях инструмента устанавливаются граничные условия первого рода: $\theta(x, y, z) = T_r$, где T_r – средняя температура на передней и задней поверхностях инструмента.

При исследовании температурных закономерностей процесса обработки резанием большое значение имеет правильное определение контактного термического сопротивления, определяемого величиной тепловой проводимости α_T на границах контакта между

елементами моделі (режущей пластиной, твердосплавной подкладкой и державкой резца). Тепловую проводимость стыка при упругом контакте на границе между различными элементами модели можно представить в виде [5]:

$$\alpha_T = \frac{\lambda_m \nu^{0,5} t_m^{\frac{2}{2\nu+1}} \left(\frac{4,72 q_c}{K_3} \right)^{\frac{2\nu-1}{2\nu+1}}}{\pi R p^{\frac{2\nu}{2\nu+1}} r^{\frac{1}{2\nu+1}}} + \frac{\lambda_c}{R p \left(1 - \left(\frac{4,72 r^{0,5} I q_c}{R p^{0,5} K_3} \right)^{\frac{2}{2\nu+1}} \right)} \quad (1)$$

где $\lambda_m = 2\lambda_1\lambda_2/(\lambda_1+\lambda_2)$ – приведенный коэффициент теплопроводности материалов контактирующей пары; ν – параметр опорной кривой; t_m – относительная опорная длина на уровне средней линии; q_c – контурное давление; r – радиус выступа вершины микронеровности; $R p$ – высота сглаживания; K_3 – табулированный коэффициент; λ_c – коэффициент теплопроводности межконтактной среды; $I = [(1-\mu_1^2)/E_1 + (1-\mu_2^2)/E_2]$, E_1 , E_2 , μ_1 , μ_2 – модуль Юнга и коэффициенты Пуассона поверхностей контакта.

Для упрощения принималось, что стыки режущая пластины из ПСТМ на основе КНБ-твердосплавная подложка из сплава ВК8, державка из стали 40Х-твердосплавная подложка из сплава ВК8 и режущая пластина из ПСТМ на основе КНБ-прихват из стали 40Х имеют одинаковые характеристики: $\nu = (\nu_1 + \nu_2)/2 = 0,3$; $q_{c1} = q_c = 0,5$ ГПа; $r = (r_1 + r_2)/2 = 200$ мкм; $R p = (R_1 + R_2)/2 = 2$ мкм; $K_1 = 0,8$; $E_1 = E_2 = 7 \cdot 10^5$ МПа; $\mu_1 = \mu_2 = 0,1$; $I = 5,75 \cdot 10^{-12}$ МПа⁻¹.

Задача оценки температуры резания решалась для случаев обработки однокромочным косоугольным инструментом и инструментом с цилиндрической передней поверхностью (ЦПП), оснащенных режущими пластинами из ПСТМ, позволяющими обрабатывать закаленные стали с большими подачами, что обеспечивает высокую производительность обработки при условии получения обработанных поверхностей с низкой шероховатостью.

Экспериментальные исследования температуры резания проводились при обработке заготовки из стали ШХ-15 твердостью 62–64 HRC.

В однокромочном косоугольном инструменте использовалась режущая пластина SNUN 120408Т из ПСТМ на основе КНБ. Геометрические параметры инструмента: $\gamma = -10^\circ$ (с упрочняющей фаской $\gamma_f = -20^\circ$); $l_f = 0,2$ мм; $\alpha = 10^\circ$. Условия обработки варьировались в диапазонах: угол наклона режущей кромки резца $\lambda = (30-60)^\circ$; подача $S = 0,38-0,95$ мм/об; глубина резания $t = 0,05-0,15$ мм; скорость резания $v = 0,5-1,5$ м/с.

В инструменте с ЦПП использовалась пластина RNMN 070300. Геометрические параметры инструмента: $\gamma = -10^\circ$; $\alpha = 10^\circ$. Условия обработки варьировались в диапазонах: подача $S = 0,20-0,68$ мм/об; глубина резания $t = 0,04-0,20$ мм; скорость резания $v = 0,75-2,33$ м/с.

Корректность решения задачи при помощи МКЭ, как известно, во многом определяется правильной постановкой граничных условий [4]. В этой связи результаты расчетов величин α_T , полученные в первом приближении по выражению (1) нуждаются в дальнейшей корректировке. Одним из способов достижения хорошего совпадения экспериментальных и расчетных значений температуры в точках установки термодпар является варьирование величиной тепловой проводимости α_T при известных геометрических параметрах контактных участков инструмента. Уточняя величину α_T таким образом, чтобы зависимости температуры T_1 и T_2 в точках установки термодпар от времени совпадали с данными расчетов в диапазоне варьирования условий обработки, можно установить среднее значение данного параметра. Величины тепловой проводимости на границах контакта между режущей пластиной 2 и подкладкой из твердого сплава 3, подкладкой и корпусом резца 4, а также прихватом 1 и пластиной 2, определенные по выражению (1) в соответствии с методикой [5], а также их скорректированные значения представлены в табл. 1.

На рис. 1 сопоставлены температуры в контрольных точках, рассчитанные с помощью конечно-элементной модели и данные, полученные в ходе экспериментов. Расхождение

между значениями температур не превышает 5 %, что дает основание для использования полученной конечно-элементной модели при исследовании температурных закономерностей процесса обработки.

В соответствии с разработанной методикой с помощью постановки вычислительного эксперимента на конечно-элементной модели получены уравнения регрессии для температур T_1 и T_2 в контрольных точках в зависимости от варьируемых факторов – величин длины и ширины контакта стружки с передней поверхностью инструмента, ширины фаски износа инструмента по задней поверхности инструмента и средней температуры резания T . Результаты расчетов представлены в табл. 2.

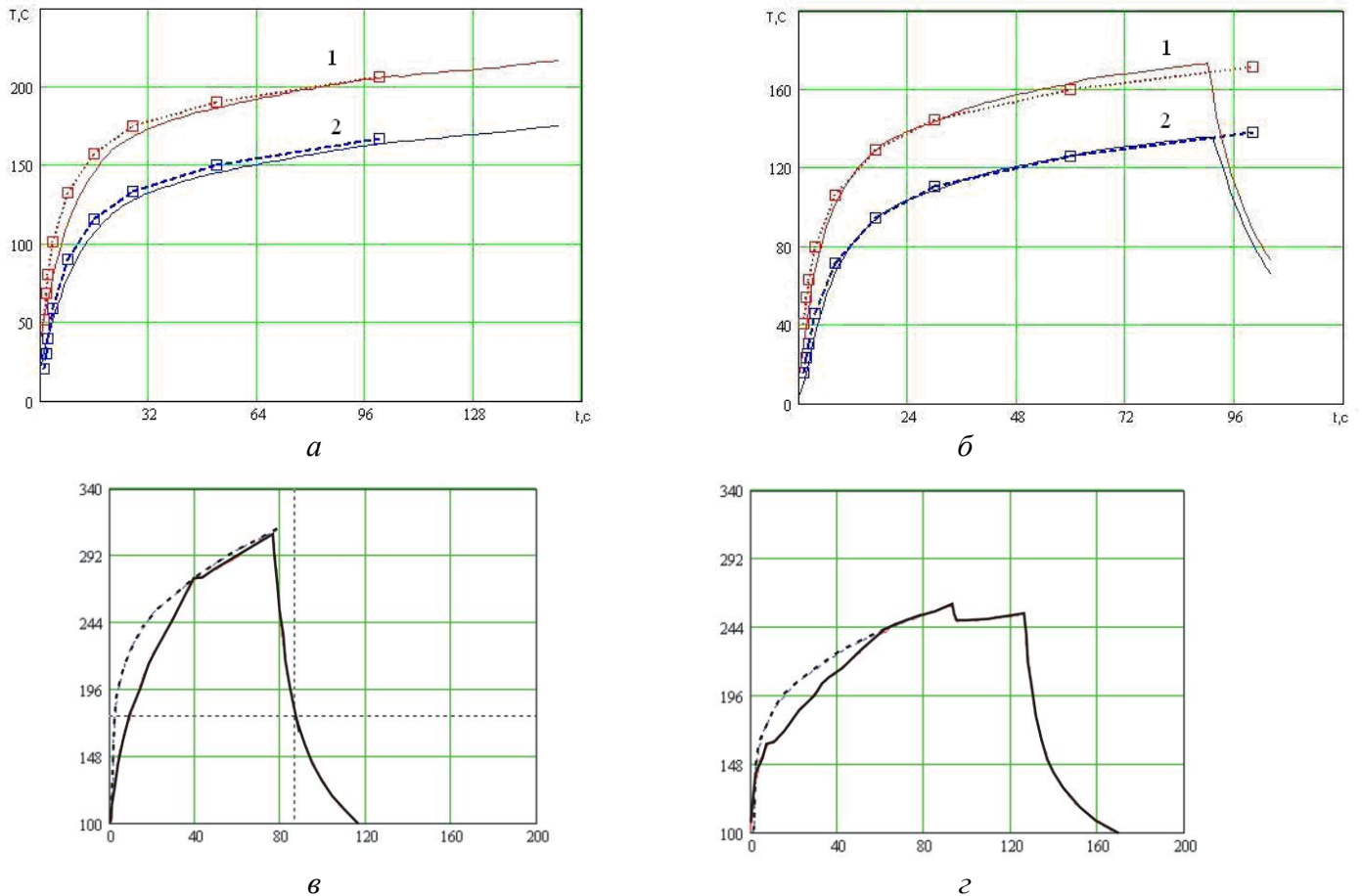


Рис. 1 – Изменение температуры в точках 1 и 2 на опорной поверхности режущей пластины с течением времени (— — экспериментальные данные; - - - - расчетные значения температуры): *a, б* – однокромочный косоугольный инструмент (режимы резания $S = 0,38$ мм/об; $t = 0,07$ мм; $v = 1,24$ м/с; угол наклона режущей кромки: *a* – $\lambda = 30^\circ$; *б* – $\lambda = 50^\circ$); *в, г* – инструмент с ЦПП ($S = 0,38$ мм/об; $t = 0,1$ мм; скорость резания: *в* – $v = 141$ м/мин; *г* – $v = 70$ м/мин)

Таблица 1

Тепловая проводимость контактных поверхностей

Контактные поверхности		1–2	2–3	3–4
Тепловая проводимость контакта: α_T , Вт/м ² К	расчетные значения	42300	12560	2700
	принятые при моделировании	30000	15000	2000

Расчетные значения температуры резания при точении стали ШХ15

λ°	S , мм/об	v , м/с	t , мкм	L_{cp} , мм	T_1 , $^\circ\text{C}$	T_2 , $^\circ\text{C}$	T , $^\circ\text{C}$	
40	0,38	1,31	50	0,073	169	147,9	811	
			100	0,1	221	192	868	
50			35	0,067	157	142	878	
			75	0,102	197	165	905	
			135	0,141	244	213	936	
60			35	0,067	153	134	901	
			80	1,08	197	139	937	
			100	1,25	215	182	957	
50			0,83	70	0,098	174	144	770
					0,087	222	191	964
	0,67	1,31	75	0,169	237	218	1085	
	0,95			0,226	254	228	967	

Регрессионный анализ данных, связывающих температуры в контрольных точках с условиями обработки однокромочным косоугольным инструментом, позволил получить следующие выражения, описывающие зависимость температуры в точках установки термопар от варьируемых факторов:

$$T_1 = -111,83 + 39,13b - 12,23b^2 + 428,75Lc + 418,75h_3 + 0,09T + 0,09b \cdot T - 1575Lc \cdot h_3; \quad (2)$$

$$T_2 = -98,14 + 40,35b - 10,36b^2 + 267,1Lc + 262h_3 + 0,07T + 0,072b \cdot T - 675Lc \cdot h_3. \quad (3)$$

Зависимости адекватны для условий обработки: ширина контакта $b = 2,5-5,5$ мм; длина зоны контакта на передней поверхности инструмента $Lc = 0,1-0,2$ мм; ширина фаски износа на задней поверхности инструмента $h_3 = 0,1-0,2$ мм; средняя температура резания $T = 750-1050$ $^\circ\text{C}$. Коэффициенты множественной корреляции R для температур в точках T_1 и T_2 составляют 0,996 и 0,997 соответственно.

Решая уравнения (2) и (3) относительно T , при известном значении T_1 и T_2 , находим среднюю температуру в области вершины реза.

Зависимости температуры в точках установки термопар от глубины резания представлены на графиках рис. 2, а. Увеличение длины контакта режущей кромки с обрабатываемым материалом, а также рост толщины среза при увеличении глубины резания приводит к возрастанию суммарного теплового потока, поступающего в инструмент. Даже при незначительном росте контактной температуры это способствует интенсивному росту температур T_1 и T_2 . В отличие от глубины резания, угол наклона режущей кромки λ значительного влияния на температуру в контрольных точках не оказывает (рис. 2, б), так как величина теплового потока в инструмент снижается в виду уменьшения площади контакта на его передней и задней поверхностях.

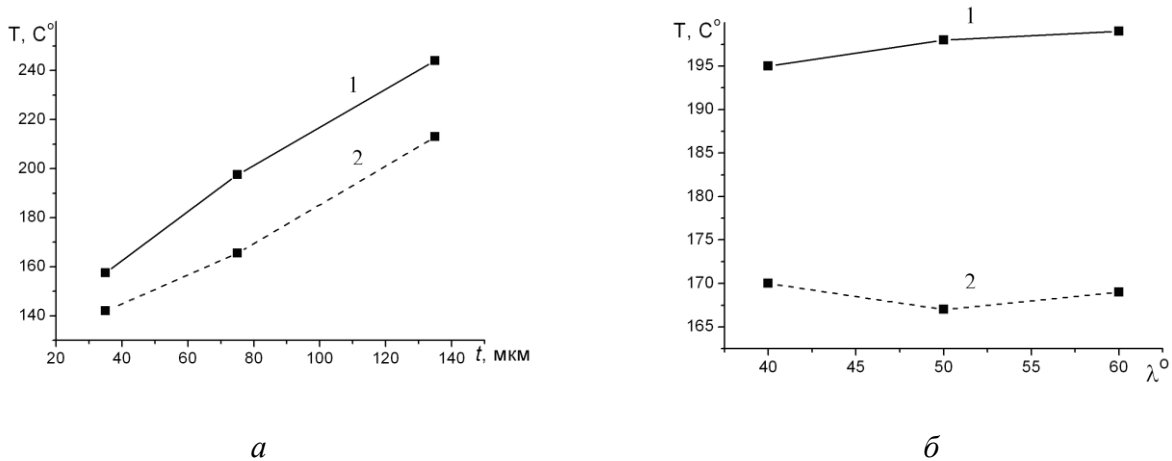


Рис. 2 – Температури в контрольних точках при изменении глубины резания ($\lambda = 50^\circ$) (а) и угла наклона режущей кромки ($t = 0,075$ мм) (б):
 (— температура в точке T_1 ; - - - температура в точке T_2) ($S = 0,38$ мм/об; $v = 1,31$ м/с; $\varnothing 80$ мм; $t = 0,075$ мм)

Длину контакта по задней поверхности инструмента с обрабатываемой заготовкой принимали соответствующей величине фаски износа по задней поверхности и равной 0,1 мм. Ширина контакта соответствует длине активной части режущей кромки и определялась по выражению:

$$L = \frac{\sqrt{2 \cdot R \cdot t}}{\sin \lambda} + \frac{S}{2 \cos \lambda}, \quad (4)$$

На рис. 3, а представлена диаграмма Парето, отражающая степень влияния коэффициентов полиномиальной модели на изучаемый параметр. Из анализа диаграммы следует, что наибольшее влияние на температуру резания оказывают скорость резания v и угол наклона режущей кромки λ . Глубина резания t и подача S оказывают менее значимое влияние, при этом с ростом глубины температура возрастает более интенсивно, чем при увеличении подачи. Анализ экспериментальных данных показывает, что с увеличением угла наклона режущей кромки температура резания возрастает (рис. 3, б).

Так при увеличении угла наклона режущей кромки от 30° до 60° ($t = 0,1$ мм; $v = 1,4$ м/с; $h_3 = 0,1$ мм; $S = 0,67$ мм/об) средняя температура резания возрастает от 800° до 1030° . Причинами роста температуры в данном случае являются увеличение средней толщины среза (от 0,013 до 0,034 мм), рост силы трения на передней поверхности, а также значительное увеличение сил, действующих на задней поверхности резца, что связано с уменьшением кинематического заднего угла и, соответственно, интенсификацией процессов трения на площадке износа.

При косоугольном резании глубина резания оказывает на температуру резания существенное большее влияние, чем при обычном точении (рис. 3, б, рис. 4). Это имеет место как при точении безвершинным инструментом, так и при точении инструментом с ЦПП. С ее ростом увеличивается толщина срезаемого слоя и ширина среза. Как следствие, растет мощность теплового потока и, за счет увеличения длины активной части режущей кромки, общее количества теплоты, поступающего в инструмент с его контактных площадок. Суммарное воздействие указанных факторов вызывает интенсивный рост температуры в контрольных точках на подложке пластины и, как показывает расчет, средней температуры резания.

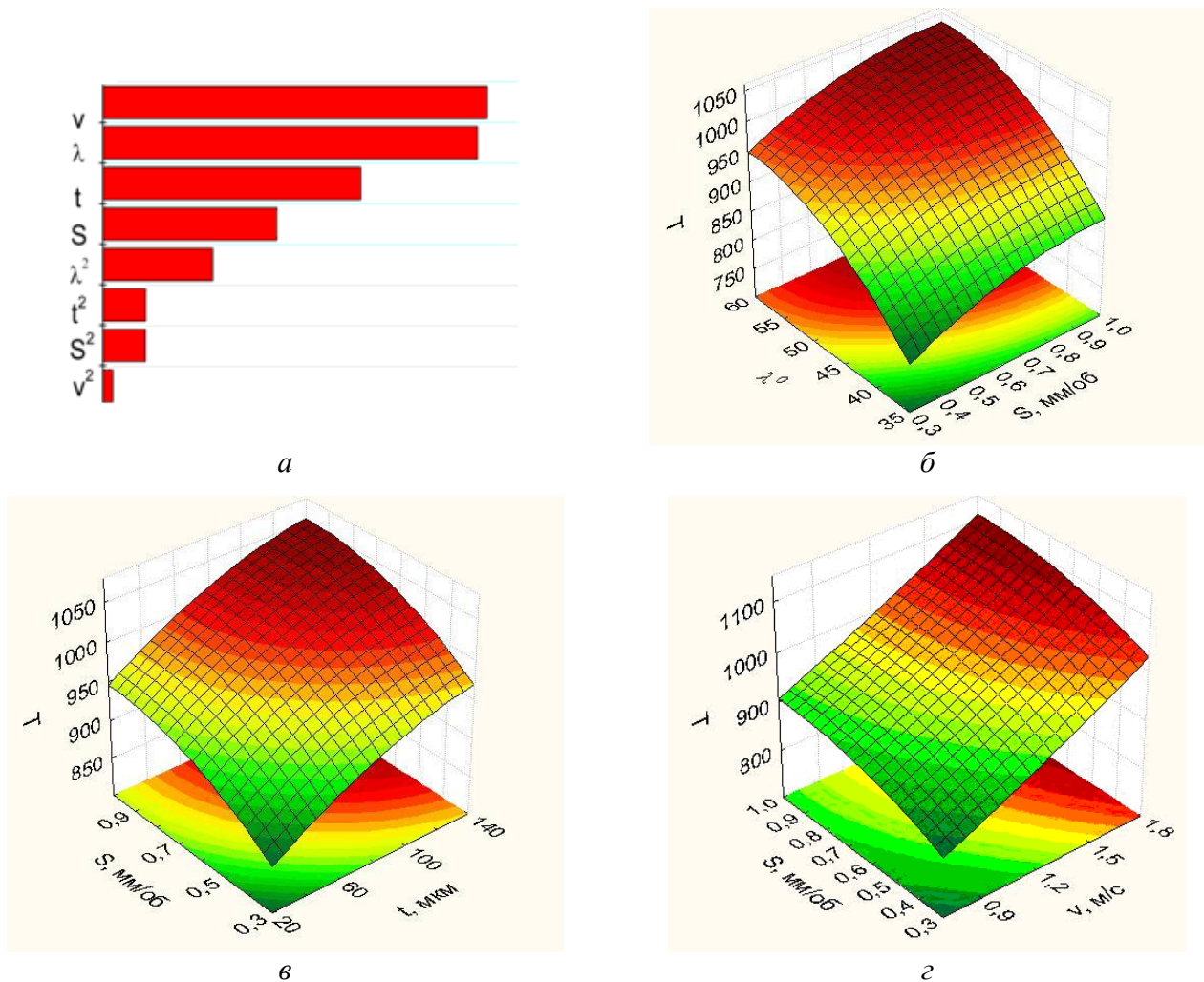


Рис. 3 – Диаграмма Парето (а) и зависимости температуры резания от угла наклона режущей кромки λ и подачи S ($R = 40$ мм; $t = 0,075$ мм; $v = 1,31$ м/с) (б), глубины резания t и подачи S ($R = 40$ мм; $v = 1,31$ м/с; $\lambda = 50^\circ$) (в), скорости резания v и подачи S ($R = 40$ мм; $t = 0,075$ мм; $\lambda = 50^\circ$) (г)

При косоугольном точении безвершинным инструментом с увеличением глубины резания от 0,05 до 0,10 мм температура на контактных поверхностях возрастает на 50° ($t = 0,1$ мм; $v = 1,4$ м/с; $h_z = 0,1$ мм; $\lambda = 60^\circ$, $S = 0,67$ мм/об). При дальнейшем увеличении глубины резания интенсивность роста температуры снижается. В случае использования инструмента с цилиндрической ПП глубина резания оказывает более существенное влияние, чем подача (рис. 4).

Скорость резания является фактором, в наибольшей степени влияющим на температуру в зоне контакта (рис. 3, в, рис. 4). При изменении скорости резания в диапазоне от 0,5 до 1,5 м/с при обработке безвершинным резцом температура возрастает с 880° до 1060° ($t = 0,1$ мм; $h_z = 0,1$ мм; $\lambda = 60^\circ$; $S = 0,67$ мм/об), при точении инструментом с ЦПП с увеличением скорости резания от 0,75 м/мин до 2,33 м/мин температура возрастает с 741° до 1065° .

Нужно отметить, что, при прочих равных условиях, обработка с однокромочным инструментом с углами наклона режущей кромки λ ($30\text{--}40^\circ$) может производиться с более высокими скоростями резания без существенного снижения периода стойкости инструмента. В тоже время, исходя из необходимости обеспечения виброустойчивости инструмента, чему соответствует увеличение значения отношения толщины срезаемого слоя к длине активной части режущей кромки, угол наклона режущей кромки λ при косоугольном точении однокромочным инструментом следует назначать в диапазоне ($40\text{--}50^\circ$).

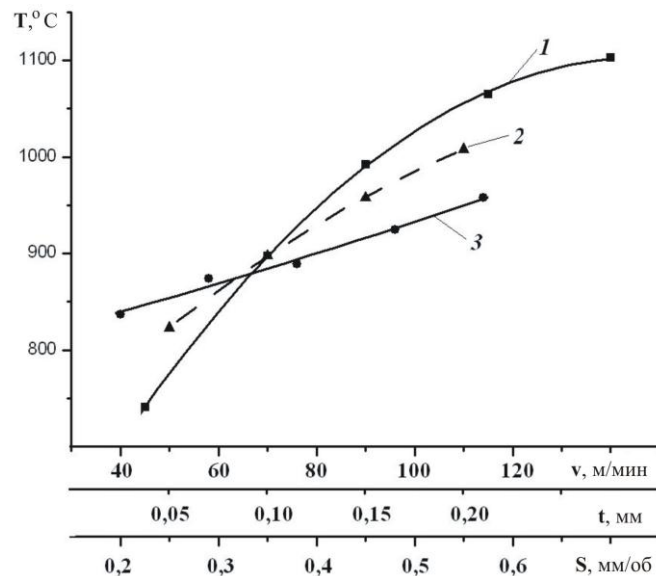


Рис. 4 – Залежність температури різання при точенні інструментом с ЦПП:
 1 – от скорости різання ($S = 0,38$ мм/об, $t = 0,1$ мм); 2 – от глибини
 ($v = 70$ м/мин; $S = 0,38$ мм/об); 3 – от подачі ($v = 70$ м/мин; $t = 0,1$ мм)

Уровень температур при різанні закалених сталей інструментом, оснащеним ПСТМ на основі КНБ, при оптимальній швидкості різання порівняно узок і становить $1000\text{--}1100^\circ\text{C}$ [6, 7]. С урахуванням цього можна прогнозувати, що для забезпечення максимальної стійкості інструмента при косоуглоьному точенні однокромочним інструментом закалених сталей оптимальними будуть наступні умови обробки: $v = 1,0\text{--}1,5$ м/с; $S = 0,5\text{--}0,8$ мм/об; $t = 0,06\text{--}0,10$ мм; $\lambda = (40\text{--}50)^\circ$, а при точенні інструментом с ЦПП – $v = 1,4\text{--}1,6$ м/с; $S = 0,35\text{--}0,45$ мм/об; $t = 0,10\text{--}0,20$ мм.

Выводы

Установлено, що температура різання при косоуглоьному точенні інтенсивно зростає з збільшенням кута нахилу режущей кромки λ , глибини різання t , швидкості v і подачі S .

В порівнянні з звичайним точенням, глибина різання при обробці як однокромочним інструментом, так і інструментом с ЦПП оказує більш суттєвий вплив на температуру різання, ніж подача. При точенні інструментом с ЦПП збільшення подачі від $0,19$ мм/об до $0,57$ мм/об призводить до зростання температури різання від 837° до 958° ($v = 70$ м/мин; $t = 0,1$ мм), а при збільшенні глибини різання від $0,05$ мм до $0,2$ мм температура різання зростає від 820° до 1008° ($v = 70$ м/мин; $S = 0,38$ мм/об)

При зміні швидкості різання в діапазоні від $0,6$ до $1,5$ м/с при точенні однокромочним інструментом температура різання зростає від 880° до 1060° ($t = 0,1$ мм; $h_3 = 0,1$ мм; $\lambda = 60^\circ$; $S = 0,67$ мм/об); при збільшенні кута нахилу режущей кромки в діапазоні $(30\text{--}60)^\circ$ ($t = 0,1$ мм; $v = 1,4$ м/с; $h_3 = 0,1$ мм; $S = 0,67$ мм/об) температура різання зростає від 800° до 1030° . С зростом глибини різання від $0,05$ до $0,10$ мм температура різання збільшується на 50° .

Литература: 1. Макаров А.Д. Оптимізація процесу різання. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с. 2. Точение износостойких защитных покрытий / С.А. Клименко, Ю.А. Муковоз, Л.Г. Полонский, П.П. Мельничук. – К.: Техніка, 1997. – 144 с. 3. Температурные поля в резах из гексанида-Р при точении наплавочных поверхностей / В.В. Коломиец, П.В. Тимофеев, В.П. Барабан и др. // Алмазы и СТМ. – 1976. – Вып.10. – С. 3–4. 4. Наседкин А.В. Конечно-элементное моделирование на основе ANSYS. Программы решения статических задач сопротивления материалов с вариантами индивидуальных заданий / А.В. Наседкин. – Ростов-

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.

на-Дону: УПЛ РГУ, 1998. – 44 с. **5.** Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. – М.: Машиностроение, 1981. – 244 с. **6.** Сверхтвердые материалы. Получение и применение: в 6-и т. / Под общей ред. Н.В. Новикова. – К.: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. **7.** Т. 5: Клименко С.А. Обработка материалов лезвийным инструментом / [С.А. Клименко, А.А. Виноградов, Ю.А. Муковоз и др.] – 2006. – 316 с. **8.** Точение никелевых сплавов инструментом из кубического нитрида бора / Э.И. Гриценко, П.Е. Дальник, В.П. Чапалюк. – К.: Наук. думка, 1993. – 103 с.

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

ТЕМПЕРАТУРА РІЗАННЯ ПРИ ВИСОКОПРОДУКТИВНОМУ ЧИСТОВОМУ ТОЧІННІ ДЕТАЛЕЙ ІЗ ЗАГАРТОВАНИХ СТАЛЕЙ

Манохин А.С., Клименко С.А., Мельнийчук Ю.А.

Наведено результати розрахунково-експериментальних досліджень температури на вершині інструмента, оснащеного ріжучими пластинами з полікристалічного надтвердого матеріалу на основі кубічного нітриду бору, при точінні з великими подачами деталей із загартованої сталі. Запропонована методика, що включає експериментальну оцінку температури за допомогою штучної термопари й розрахунки методом кінцевих елементів.

ТЕМПЕРАТУРА РЕЗАНИЯ ПРИ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНОМ ЧИСТОВОМ ТОЧЕНИИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ

Манохин А.С., Клименко С.А., Мельнийчук Ю.А.

Представлены результаты расчетно-экспериментальных исследований температуры на вершине инструмента, оснащенного режущими пластинами из поликристаллического сверхтвердого материала на основе кубического нитрида бора, при точении с большими подачами деталей из закаленной стали. Предложена методика, включающая экспериментальную оценку температуры с помощью искусственной термопары и расчет методом конечных элементов.

TEMPERATURA OF CUTTING AT HIGH-PERFORMANCE CLEAN SHARPENING OF DETAILS FROM HARD-TEMPERED STALEY

Manokhin A.S., Klimenko S.A., Mel'niychuk U.A.

The results have been discussed of numerical and experimental researches of a temperature on the edge of cutting tools, equipped with cBN-based polycrystalline superhard material under conditions of hard turning with high feed rates. The procedure has been proposed which combines estimation of temperature using thermocouples and numerical finite element solution.

Ключевые слова: Температура, резание, сталь, режущая пластина, нитрид бора, подача, термопара.

Ключові слова: Температура, різання, сталь, ріжуча пластина, нітрид бору, подача, термопара.

Key words: Temperature, cutting, steel, cutting plate, nitrid of the bor, serve, thermocouple.

Матюха П.Г., Габітов В.В., Благодарний А.О.
ДонНТУ, Донецьк, Україна

ВИЗНАЧЕННЯ СИЛИ НАВАНТАЖЕННЯ ШЛІФУВАЛЬНОЇ ГОЛОВКИ ПРИ ВНУТРІШНЬОМУ ШЛІФУВАННІ ЗА ПРУЖНОЮ СХЕМОЮ

Вступ

Одними з передумов випуску конкурентоздатної продукції є підвищення якості та зменшення собівартості оброблення за рахунок вибору сучасних схем оброблення та оптимізації режимів.

Сьогодні для підвищення якості оброблення при круглому зовнішньому шліфуванні [1], плоскому шліфуванні [2], заточуванні різців [3, 4, 5] широко використовується пружна схема шліфування. Пружну схему шліфування використовують також з метою зменшення трудомісткості пошуку оптимальних режимів шліфування [6].

Разом з цим в літературі відсутні відомості про використання пружної схеми шліфування при обробленні внутрішніх поверхонь.

Метою роботи є дослідження впливу сили натягування пасу передачі «електричний двигун – шліфувальна головка» на силу навантажування шліфувальної головки шліфувальної бабки верстата 3А227П, конструкція якої забезпечує внутрішнє шліфування за пружною схемою.

Основна частина

Сутність пружного шліфування полягає в тому, що шліфування виконується з постійною силою підтискання робочої поверхні круга (РПК) до оброблюваної поверхні зразка, що забезпечує стабільну якість обробленої поверхні протягом шліфування незалежно від часу обробки та спрощений спосіб оптимізації режимів оброблення.

Для внутрішнього шліфування за пружною схемою нами запропонована нова конструкція шліфувальної бабки, в корпус якої встановлена шліфувальна головка з можливістю переміщення відносно корпусу в горизонтальній площині. На корпусі шліфувальної бабки закріплюється навантажувальний пристрій, наприклад, вантаж, який забезпечує можливість притискання робочої поверхні шліфувального круга до оброблюваної поверхні з постійною силою, крім того, ось, яка проходить через центри шківів електродвигуна та шліфувальної головки, розташована в одній вертикальній площині, перпендикулярній напрямку переміщення шліфувальної головки (рис. 1).

Шліфувальна бабка складається з корпусу 1, який розташований на столі 2 верстата 3А227П. Шліфувальна головка 3 з шліфувальним кругом 4 закріплена з двох сторін в обоймі 5, яка має зверху і знизу призматичні канавки, з розташованими в них кульками 6. З кульками 6 знаходяться в контакті призматичні канавки планок 7, які закріплені на торці стаканів 8, закріплених в отворі корпусу бабки. Канавки планок 7 утворюють кулькові напрямні, в яких в горизонтальному напрямку може переміщуватись відносно корпусу шліфувальної бабки шліфувальна головка підтискаючи робочу поверхню шліфувального круга 4 до оброблюваної поверхні заготовки з постійною силою, яку задають за допомогою завантажувального пристрою.

Завантажувальний пристрій складається з вантажу 9, який ланцюгом 10 з'єднаний з шліфувальною головою через зірочку 11. Електродвигун 12 закріплений на столі за допомогою стійки 13 таким чином, що осі шківу 14 електродвигуна 12 та шківу 15 шліфувальної головки 3, з'єднаних пасом 16, знаходяться в одній вертикальній площині, перпендикулярній напрямку переміщення шліфувальної головки.

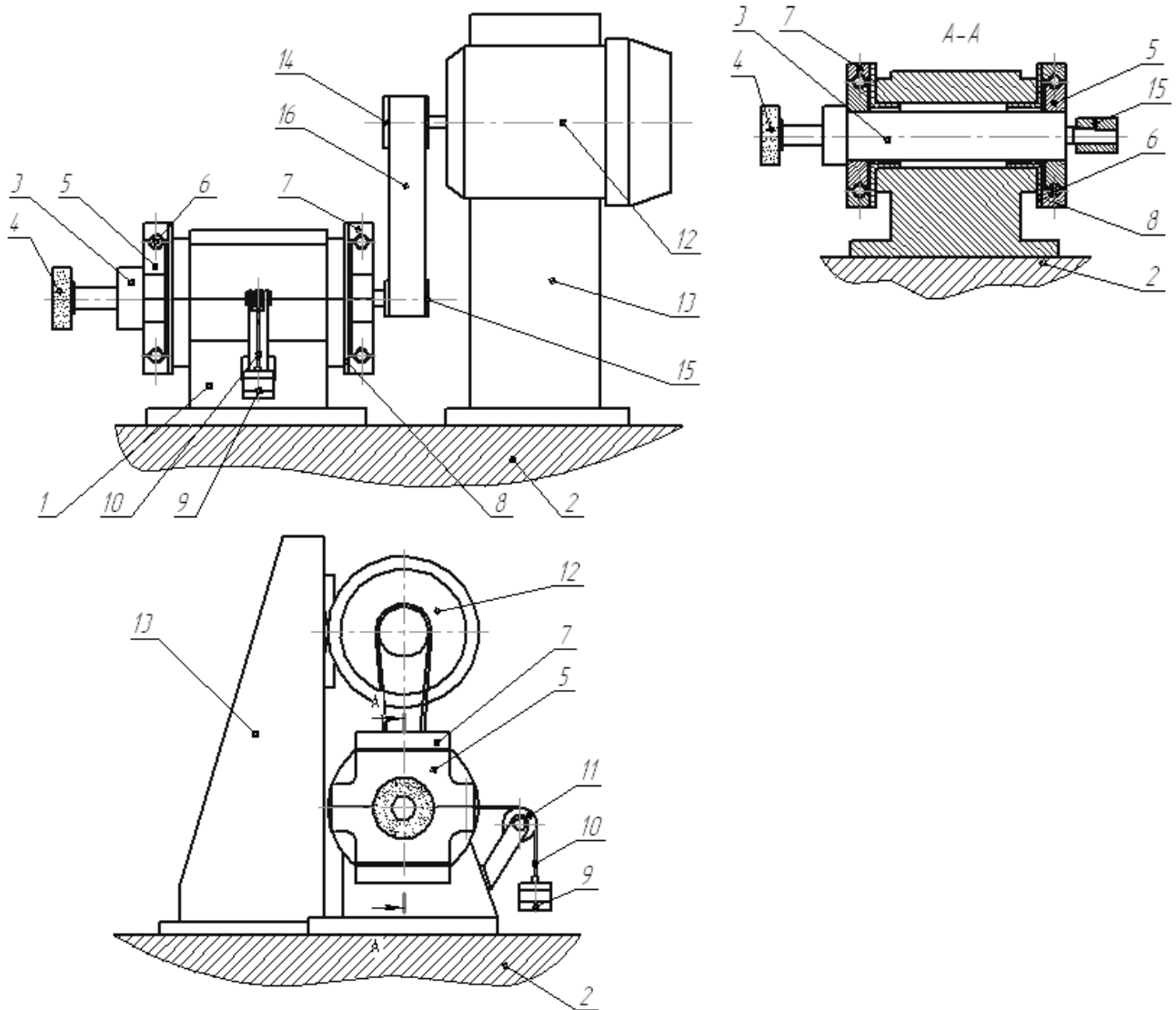


Рис. 1 – Шліфувальна бабка для внутрішнього шліфування за пружною схемою

Для дослідження впливу сили натягування пасу на силу притискання РПК до оброблюваної поверхні заготовки, при такій компоновці шліфувальної бабки, були проведені експерименти.

Перед експериментом, за методикою, викладеною в роботі [7], були розраховані сили попереднього натягування пасу S_0 , які забезпечують потужність оброблення 1, 2 та 3 кВт.

$$S_0 = 0,5 \cdot (S_1 + S_2) - \chi \cdot S_u, \text{ Н}, \quad (1)$$

де S_1, S_2 – сили натягування гілок пасу при передачі окружного зусилля, Н;

S_u – натяг гілок пасу відцентровими силами, Н;

χ – коефіцієнт, який враховує жорсткість ремня та деталей передачі залежно від натягування ремня ($0 < \chi < 1$);

Складові формули (1.1) розраховували за залежностями, наведеними нижче [7].

Сили натягування гілок при передачі окружного зусилля:

$$S_1 = \frac{m}{m-1} P + S_u; \text{ Н}, \quad (2)$$

$$S_2 = \frac{1}{m-1} P + S_u; \text{ Н}, \quad (3)$$

$$m = e^{\alpha_c f'}$$

де α_c – кут ковзання (частина кута охоплення, на якій відбувається ковзання ремня), для гарантування відсутності ковзання при нормальній роботі слід приймати $\alpha_c = (0,5 - 0,7) \cdot \alpha$, де α кут охоплення на шківу меншого діаметра;

f' – приведений коефіцієнт тертя.

Окружне зусилля P на пасі залежить від потужності, що передається, і визначається за формулою:

$$P = \frac{1000 \cdot N}{v}, \text{ Н}, \quad (4)$$

де N – потужність, яка передається, кВт;

v – окружна швидкість, м/с.

Окружна швидкість v , м/с

$$v = \frac{\pi \cdot d_1 \cdot n_1}{60 \cdot 1000}, \quad (5)$$

де d_1 – діаметр ведучого шківа, мм;

n_1 – частота обертів електродвигуна.

Натяг від відцентрових сил S_y .

$$S_y = q \cdot v^2, \text{ Н}, \quad (6)$$

де q – маса 1 м довжини ремня, кг/м.

Для експериментального контролю попереднього зусилля натягування гілок пасу S_o шляхом вимірювання величини стріли відхилення гілки пасу y при відтягуванні гілки пасу по середині прольоту який дорівнює $2t$ з зусиллям G , для перерахованих вище потужностей, були розраховані стріли відхилення гілки пасу y за формулою [7]

$$y = \frac{G \cdot t}{9,81 \cdot 2S_o}. \quad (7)$$

Результати розрахунків пасової передачі за формулами (1) – (7) для наступних вихідних даних: діаметр ведучого шківа 180 мм; діаметр веденого шківа 42 мм; довжина ремня 1050 мм; частота обертів електродвигуна 2880 об/хв.; потужність 3 кВт, маса одного метру довжини пасу 0,02 кг/м; приведений коефіцієнт тертя 0,35, наведені в табл. 1.

Таблиця 1

Сила натягування пасу та відповідні стріли прогину гілки пасу ($G = 49\text{Н}$, $t = 344\text{ мм}$)

Потужність яка передається, кВт	Сила попереднього натягування пасу, S_o , Н	Стріла прогину гілки пасу, y , мм
1	78,7	10,7
2	150,14	5,6
3	221,6	3,8

Експериментальні дослідження впливу сили натягування пасу на силу притискання РПК до поверхні зразка, виконували на внутрішньо-шліфувальному верстаті 3А227П, модернізованому для шліфування за пружною схемою (див. рис 1). Для створення сили навантаження шліфувальної головки використовували вантажі різної ваги. Силу притискання РПК до поверхні заготовки вимірювали за допомогою динамометричного столу моделі УДМ 100 та осцилографа моделі С8-17. При контролюванні сили попереднього натягування гілок пасу їх навантаження виконували за допомогою динамометра розтягування, а величину стріли прогину визначали за допомогою індикатора часового типу з ціною поділок 0,01 мм (рис. 2).

Аналіз вибіркової дисперсії за критерієм Кохрана [8] підтвердив їх однорідність (розрахункове значення критерію Кохрана за даними табл. 2 $g = 0,229$; табличне значення кри-

терію Кохрана для $f = 9$ и $k = 6$ на рівні значущості 0,05 дорівнює $g_{\text{табл}} = 0,3682$), що дало право для знаходження довірчого інтервалу на середні величини показань осцилографа використовувати середньозважену дисперсію $\overline{S^2} = 0,0437$.

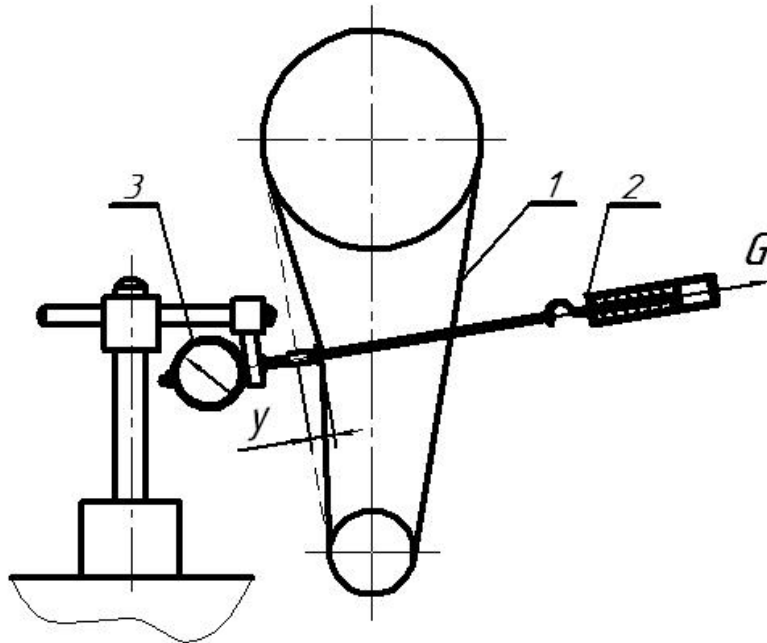


Рис. 2 – Схема контролю сили попереднього натягування пасу
1 – пас; 2 – динамометр розтягування; 3 – індикатор

Перед дослідженнями виконували тарування динамометричного столу УДМ 100 за допомогою вантажів (рис. 3, табл. 2)

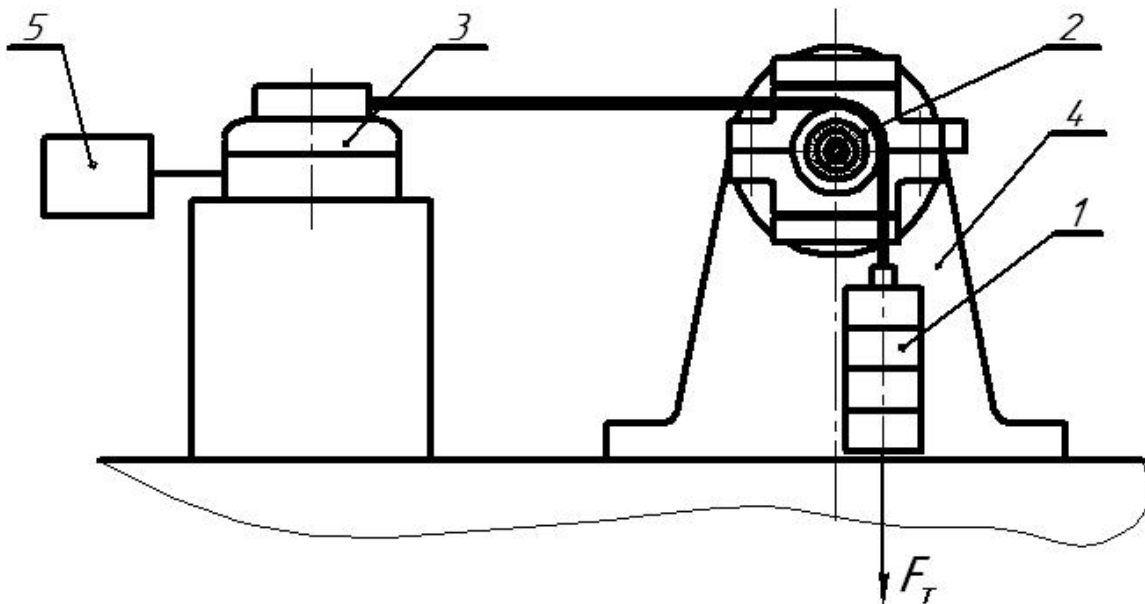


Рис. 3 – Схема тарування динамометричного столу УДМ 100:
1 – вантажі; 2 – ролик; 3 – динамометричний стіл; 4 – корпус бабки;
5 – осцилограф

Протокол тарування динамометричного столу УДМ 100

№	Навантаження, Н	Показання осцилографу при навантажуванні, N_i , поділки					Показання осцилографу при розвантажуванні, N_i , поділки					Середнє значення \bar{N}	Дисперсії S_i^2
		1	2	3	4	5	1	2	3	4	5		
1	9,95	2,8	3,1	3,0	3,1	2,9	3,2	2,9	3,1	2,8	2,9	2,98	0,0195
2	23,05	7,0	6,5	7,3	6,9	7,0	6,8	6,7	6,9	6,6	6,9	6,86	0,0515
3	36,10	11,2	10,8	11,3	10,8	11,0	10,9	11,0	10,8	10,9	10,7	10,94	0,0360
4	49,14	15,0	14,8	15,1	14,7	14,8	14,5	14,8	14,8	14,5	14,7	14,77	0,0356
5	62,20	18,9	19,0	19,1	18,6	18,7	18,7	19,1	18,7	18,4	18,5	18,77	0,0601
6	75,20	22,5	23,0	22,7	22,6	22,3	22,5	23,0	22,7	22,6	22,3	22,62	0,0595

95% довірчі інтервали на середню величину показань осцилографа визначали за допомогою критерію Стьюдента [9]

$$\Delta N = \pm \frac{t_{кр} \cdot S}{\sqrt{n}},$$

де $t_{кр}$ – критерій Стьюдента;

S – середньозважене відхилення;

n – кількість повторів.

Для умов тарування $t_{кр} = 2,02$; $S = 0,2091$; $n = 10$; $\Delta N = \pm 0,13$.

За даними табл. 2 був побудований тарувальний графік (рис.4) та методом найменших квадратів знайдено рівняння регресії:

$$N = 0,3011 F_m. \quad (8)$$

Вирішимо рівняння (8) відносно сили навантаження. Будемо мати

$$F_m = 3,321 N. \quad (9)$$

Дослідження впливу сили натягування пасу передачі «електричний двигун – шліфувальна головка» на силу притискання РПК до заготовки проводили в такій послідовності. Спочатку виконували натягування пасу відповідно до потужності, яка передається, та контролювали силу натягування за величиною стріли прогину (див. табл. 1, рис. 2). Далі (рис.5) на навантажувальний пристрій встановлювали вантажі, які створювали силу навантаження шліфувальної головки, а силу притискання РПК до зразка визначали за допомогою осцилографа, показання якого перераховували за рівнянням тарування (9). Експеримент повторювали 4 рази для кожної величини потужності, яка передається, а дані заносили в таблицю 3.

Після статистичного аналізу результатів таблиці 3 (розрахункові критерії Кохрана: $g_{1 \text{ кВт}} = 0,3389$; $g_{2 \text{ кВт}} = 0,1083$; $g_{3 \text{ кВт}} = 0,3426$; табличне значення критерію Кохрана $g_{табл} = 0,5981$ для $f = 3$ і $k = 5$; $\overline{S^2} = 0,09826$) та визначення 95% довірчих інтервалів для умов

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.

експерименту ($t_{кр} = 2,02$; $S = 0,3134$; $n = 4$; $\Delta N = \pm 0,32$) були побудовані графіки значень відношень $C = F_n/F_n$ від сили притискання РПК до поверхні зразка F_n та знайдені кореляційні залежності $C = f(F_n)$ (рис. 6).

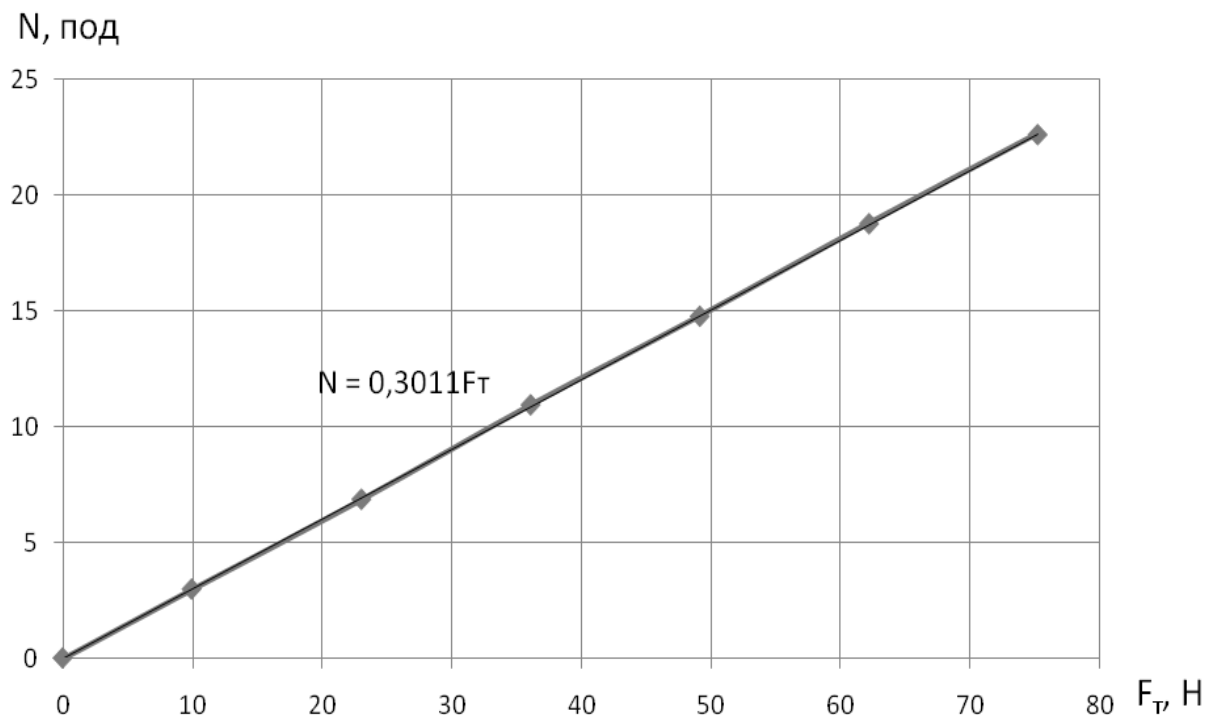


Рис. 4 – Тарувальний графік динамометричного столу УДМ 100

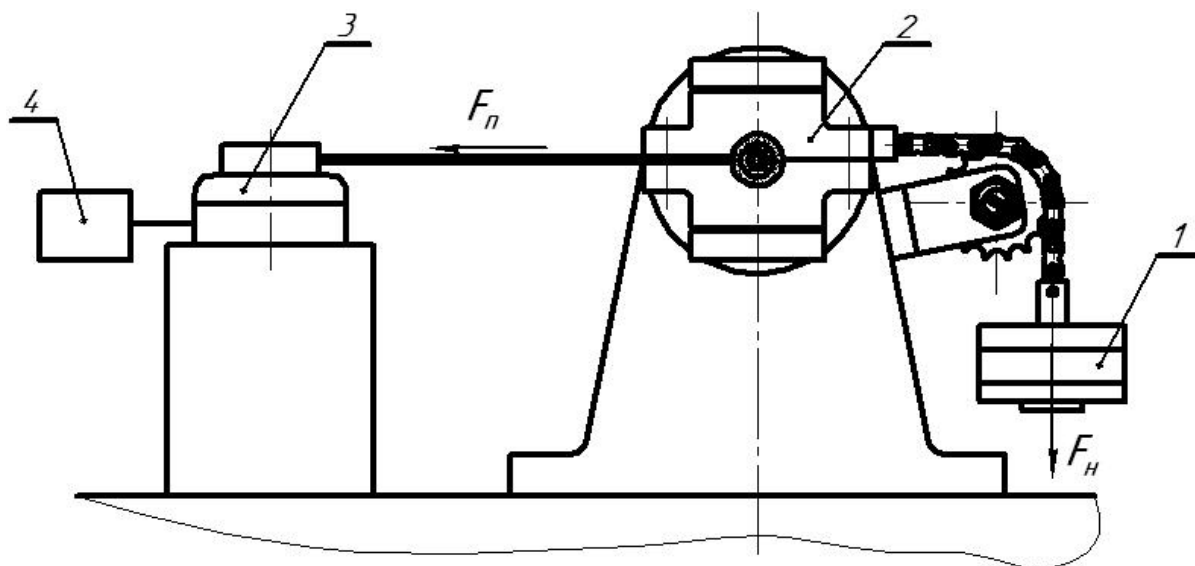


Рис. 5 – Схема дослідження впливу сили натягування пасу на силу навантажування шліфувальної головки: 1 – вантажі; 2 – шліфувальна головка; 3 – динамометричний стіл; 4 – осцилограф

Як видно з табл.3, на силу притискання РПК до поверхні зразка впливають сили натягування пасу, а також величина навантажування шліфувальної головки, при цьому зі збільшенням сили натягування пасу відношення $C = F_n/F_n$ збільшується, зі збільшенням величини навантажування – зменшується.

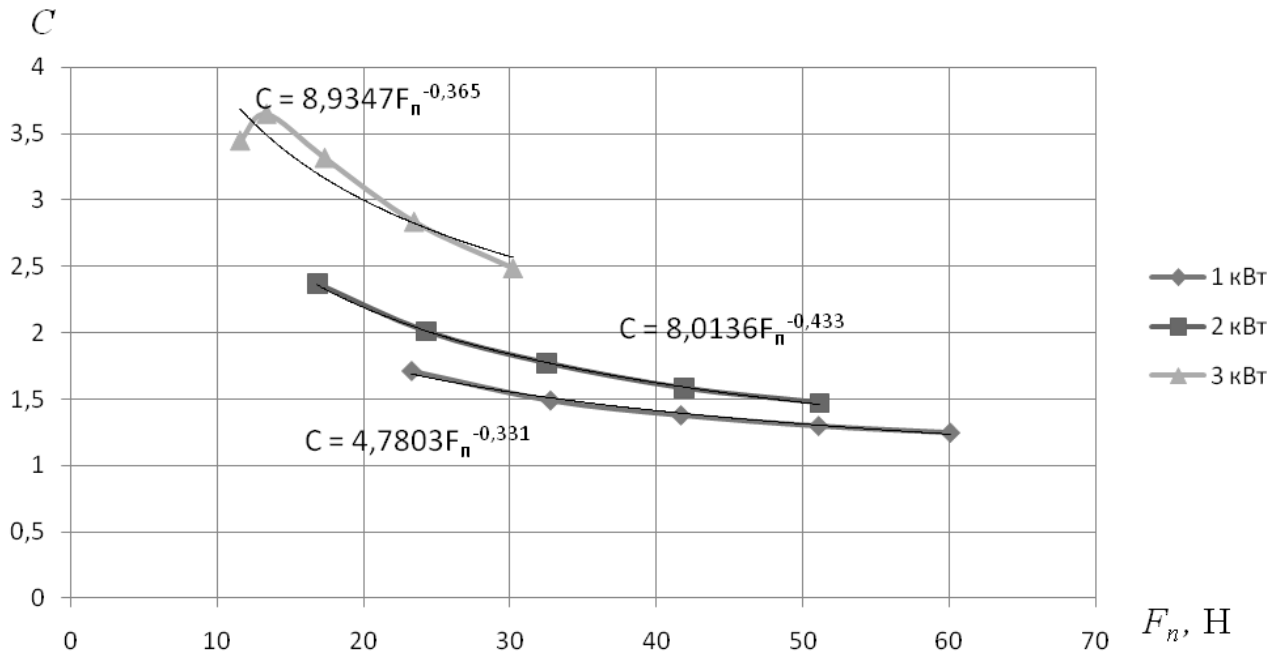


Рис. 6 – Вплив сили притискання РПК до поверхні зразка на відношення $C = F_n/F_n$

Використовуючи кореляційні залежності $C = f(F_n)$, наведені на рисунку 6, за відомою силою притискання РПК до поверхні зразка, знайденою з умов виконання технічних обмежень, можна розрахувати силу навантаження шліфувальної головки F_n

$$F_n = C \cdot F_n \quad (10)$$

Відповідно, для сил натягування пасу, які забезпечують передачу потужності в 1, 2, 3 кВт:

$$F_{n\ 1кВт} = 4,7803 \cdot F_n^{0,669}; \quad (11)$$

$$F_{n\ 2кВт} = 8,0136 \cdot F_n^{0,567}; \quad (12)$$

$$F_{n\ 3кВт} = 8,934 \cdot F_n^{0,635}. \quad (13)$$

По відомій силі F_n маса вантажу для навантаження шліфувальної головки знаходиться за формулою

$$m = \frac{F_n}{g}. \quad (14)$$

Таблиця 3

Вплив сили натягування пасу на силу притискання РПК до поверхні зразка

Потужність, яка передається, кВт	Сила попереднього натягування пасу S_0 , Н	Сила навантаження F_H		Сила притискання РПК до поверхні зразка $F_{п, N}$, поділки						Сила притискання до РПК $F_{п, H}$	$\frac{F_H}{F_{п}}$
		кг	Н	1	2	3	4	\bar{N}	S_i^2		
1	78,7	4,07	39,92	6,8	7,0	7,3	7,1	7,05	0,043	23,27	1,71
		4,97	48,83	9,6	10,0	10,2	9,9	9,92	0,062	32,76	1,49
		5,88	57,7	12,4	12,4	13,2	12,5	12,62	0,149	41,67	1,38
		6,78	66,57	15,1	15,5	16,1	15,2	15,47	0,202	51,08	1,30
		7,69	75,45	17,7	18,3	18,6	18,2	18,20	0,140	60,08	1,25
2	150,14	4,07	39,92	5,5	4,6	5,1	5,2	5,10	0,140	16,83	2,37
		4,97	48,83	7,4	6,8	7,4	7,8	7,35	0,170	24,26	2,01
		5,88	57,7	9,6	9,8	10,1	9,9	9,85	0,043	32,51	1,77
		6,78	66,57	12,6	12,6	12,7	12,9	12,70	0,020	41,92	1,58
		7,69	75,45	15,5	15,5	15,3	15,7	15,50	0,026	51,17	1,47
3	221,6	4,07	39,92	3,6	3,3	3,5	3,6	3,50	0,020	11,55	3,45
		4,97	48,83	4,0	3,9	4,2	4,1	4,05	0,016	13,36	3,65
		5,88	57,7	5,0	4,9	5,8	5,3	5,25	0,163	17,33	3,32
		6,78	66,57	7,1	6,7	7,6	7,0	7,10	0,180	23,44	2,84
		7,69	75,45	9,4	8,7	9,5	9,0	9,15	0,110	30,20	2,49

Висновки

Досліджений вплив сили натягування пасу передачі «електричний двигун – шліфувальна головка», шліфувальної баки, яка забезпечує внутрішнє шліфування за пружною схемою, на силу притискання робочої поверхні круга до поверхні зразка

Встановлено, що відношення сили навантаження шліфувальної головки до сили притискання робочої поверхні круга до зразка збільшується зі збільшенням сили натягування пасу і зменшується зі збільшенням сили навантаження шліфувальної головки.

Запропонована формула для розрахунку сили навантаження головки, яка забезпечує необхідну силу притискання робочої поверхні круга до зразка.

Література: 1. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280с. 2. Якимов А.В.. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 176с. 3. Работоспособность алмазных кругов/ М.Ф. Симко, М.Д. Узунян, Ю.А. Сизый, М.С. Пивоваров. – К.: Техніка, 1983. – 95с. 4. Воронков В.И., Внуков Ю.Н. К методике исследования режущей способности эльборовых и алмазных кругов при плоском торцовом шлифовании. – Резание и инструмент, вып. 20. Респ, межвед. науч.-техн. сборник. Харьков: издательское объединение «Вища школа», 1978. – С. 20-22. 5. А.И. Грабченко, В.В. Русанов. Стенд и методика комплексного исследования алмазного шлифования сверхтвердых поликристаллов. – Резание и инструмент, вып. 24. Респ, межвед. науч.-техн. сборник. Харьков: издательское объединение «Вища школа», 1980. – С. 68-74. 6. П.Г. Матюха, В.В. Полтавец, В.В. Габітов. Розрахунок режимів шліфування з використанням миттєвої поточної лімітованої різальної здатності круга. – Резание и инструмент в технологических системах.. Международный. науч.-техн. сб. Харьков: НТУ «ХПИ», вып.78, 2010. – С. 123-130. 7. Справочник металлиста. В 5-ти т. Т.1. Изд. 3-е, перераб. Под ред. С.А. Чернавского и В.Ф. Решикова. М., «Машиностроение», 1976. 8. Статистические методы анализа и обработки наблюдений Пустыльник Е.И. М.: Наука, 1968. – 288с. 9. Кацев П.Г. Статистические методы исследования режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1974. – 231 с.

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

ВИЗНАЧЕННЯ СИЛИ НАВАНТАЖЕННЯ ШЛІФУВАЛЬНОЇ ГОЛОВКИ ПРИ ВНУТРІШНЬОМУ ШЛІФУВАННІ ЗА ПРУЖНОЮ СХЕМОЮ

Матюха П.Г., Габітов В.В., Благодарний А.О.

В приведеній статті досліджується вплив сили натягування пасу передачі «електричний двигун – шліфувальна головка», шліфувальної баки, яка забезпечує внутрішнє шліфування за пружною схемою, на силу притискання робочої поверхні круга до поверхні зразка.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛЫ НАГРУЗКИ ШЛИФОВАЛЬНОЙ ГОЛОВКИ ПРИ ВНУТРЕННЕМ ШЛИФОВАНИИ ПО УПРУГОЙ СХЕМЕ

Матюха П.Г., Габитов В.В., Благодарний А.О.

В приведенной статье исследуется влияние силы натягивания паса передачи «электрический двигатель – шлифовальная головка», шлифовальной баки, которая обеспечивает внутреннее шлифование по упругой схеме, на силу притискивания рабочей поверхности круга к поверхности образцу.

DETERMINATION OF FORCE OF LOADING OF POLISHING HEAD IS AT INTERNAL
POLISHING ON RESILIENT CHART

MatyukhA P.G., Gabitov V.V., Blagodarniy A.O.

In a given article analyzed influence of pulling forces «electrical motor – grinding spindle» of grinding capping for inside grinding with elastic adjusting on force of adjusting to surface of work material. Determined, that ratio force of adjusting and force of screwing is increase with increasing by pulling force. Offered the formula for calculation of ratio force grinding spindle.

Ключевые слова: Шлифование, нагрузка, система, поверхность, натяг.

Ключові слова: Шліфування, навантаження, система, поверхня, натяг.

Key words: Polishing, loading, system, surface, natyag.

Мироненко Е.В., Ковалёв Д.Г.
ДГМА, Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК МОДУЛЬНЫХ РЕЗЦОВ ПРИ ТОЧЕНИИ НА ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНО-КАРУСЕЛЬНЫХ СТАНКАХ

Введение

Тяжелые токарно-карусельные станки применяются в основном в энергомашиностроении, химическом, тяжелом, транспортном машиностроении, судостроении, самолетостроении, черной металлургии и т.п. Номенклатура деталей, обрабатываемых на карусельных станках, весьма разнообразна; соответственно весьма различны и требования к точности обработки.

Большие габариты и сложность формы обрабатываемых деталей и высокие требования к показателям качества ряда деталей обуславливают целесообразность сочетания различных операций как черновых так и чистовых при одной установке заготовки.

Исследованиям динамических характеристик карусельных станков в нашей стране и за рубежом посвящено весьма незначительное количество работ, среди которых можно выделить исследования проведенные под руководством В.А. Кудинова [1], Г.К. Якимчука [2] по исследованию динамических характеристик планшайб, в которой, также приводятся данные о колебаниях ползуна и портала, М. Калайджича [3] посвященные теоретическим расчетам динамических характеристик карусельного станка портального типа и работы чешских исследователей [4].

Основная часть

Работы по повышению виброустойчивости карусельного станка 1532 [1] была первым исследованием вибраций карусельных станков при резании, в которой установлены характерные вибрационные режимы. Построены зависимости колебаний карусельного станка при резании с вибрациями, оценена доля отдельных элементов станка в полном перемещении ползуна относительно планшайбы на различных частотах вибрации, а также предложены расчетные схемы и некоторые конструктивные рекомендации.

Расчет собственной частоты колебаний ползуна с инструментом как упруго защемленной балки при различных вылетах и сравнение с экспериментальными данными (рис. 1, 2) позволили сделать вывод, что частота автоколебаний существенно зависит от вылета ползуна.

Экспериментально полученная форма колебаний станка на частоте вибраций позволила оценить долю влияния основных узлов в общем перемещении ползуна с инструментом относительно планшайбы. При этом было установлено, что наибольшие перемещения на этой частоте определяются, изгибными колебаниями в плоскости OZ и в значительной степени зависят от закручивания и от изгиба поперечины и ее смещение относительно портала, и поворота суппорта на направляющих поперечины.

На основе анализа экспериментальных данных была предложена расчетная схема колебательной системы, представляющая собой систему с пятью степенями свободы. Портал не был включен в расчетную схему. Расчетный анализ устойчивости системы по этой схеме не проводился.

Можно предположить, что характер колебаний определяется изменением параметров системы, включающей заготовку с планшайбой, ползун и режущий инструмент.

Рассматривая распределение мощности колебательного процесса можно сделать вывод, что 90% энергии колебаний ползуна и инструмента сосредоточено в диапазоне частот до 150Гц

Как показал расчет собственных колебаний элементов несущей системы станка на основе приближенных методов [5], парциальные частоты основных узлов станка находятся в

диапазоне частот 50Гц. Собственная частота изгибных колебаний ползуна зависит от вылета и может достигать на коротком вылете значений 500-600Гц.

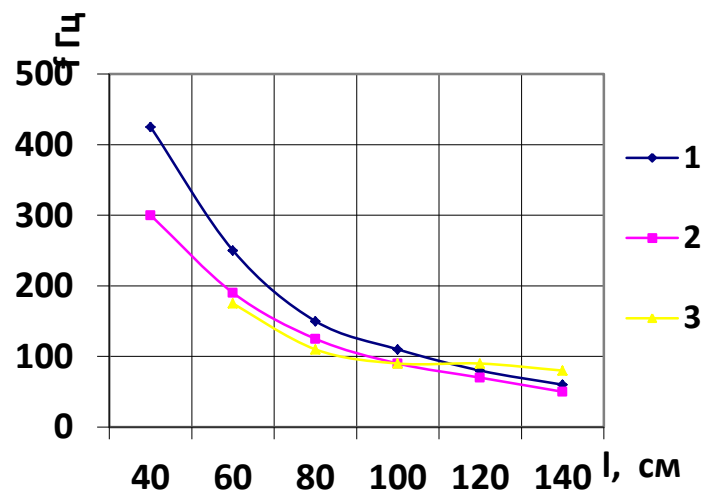


Рис. 1 – Зависимость собственной частоты ползуна от вылета при разных коэффициентах контактной податливости [1]

- 1- Основной тон колебаний при $K = 10^{-4} \text{ см}^3 / \text{кг}$ (расчет)
- 2- Основной тон колебаний при $K = 2 \cdot 10^{-4} \text{ см}^3 / \text{кг}$ (расчет)
- 3- Кривая, построенная по экспериментальным данным

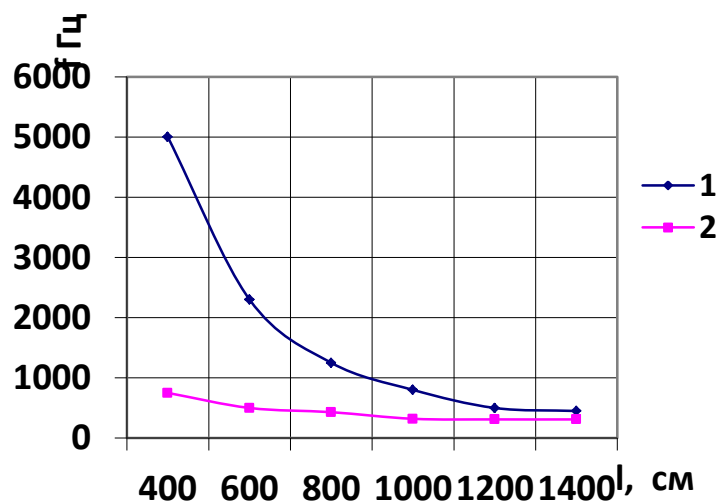


Рис. 2 – Зависимость собственной частоты ползуна от его вылета [1]

- 1- Первый обертона изгибных колебаний
- 2- Основной тон крутильных колебаний

Анализ кинематики станка показал, что частоты основных источников возмущения при выбранных режимах работы не превышает 100Гц. Например, максимальная частота вращения электродвигателя главного движения равно 40Гц.

Таким образом, из приведенных данных видно, что для детального анализа колебаний ползуна с инструментом можно ограничиться диапазоном частот до 100Гц. Анализ поведения ползуна при резании будем вести в диапазоне частот 150Гц.

Для повышения эффективности обработки на карусельном станке был спроектирован режущий инструмент блочного типа [6]. Для анализа состояния предложенного режущего инструмента был произведен расчет напряженного-деформированного состояния трехмерной модели инструмента (рис. 3), а также ее состояние при приложении циклической

нагрузки. Расчет производился в пакете программ Solid Work Simulation 2010. Прилагаемые нагрузки соответствуют рассчитаны согласно современным нормативам резания [7].

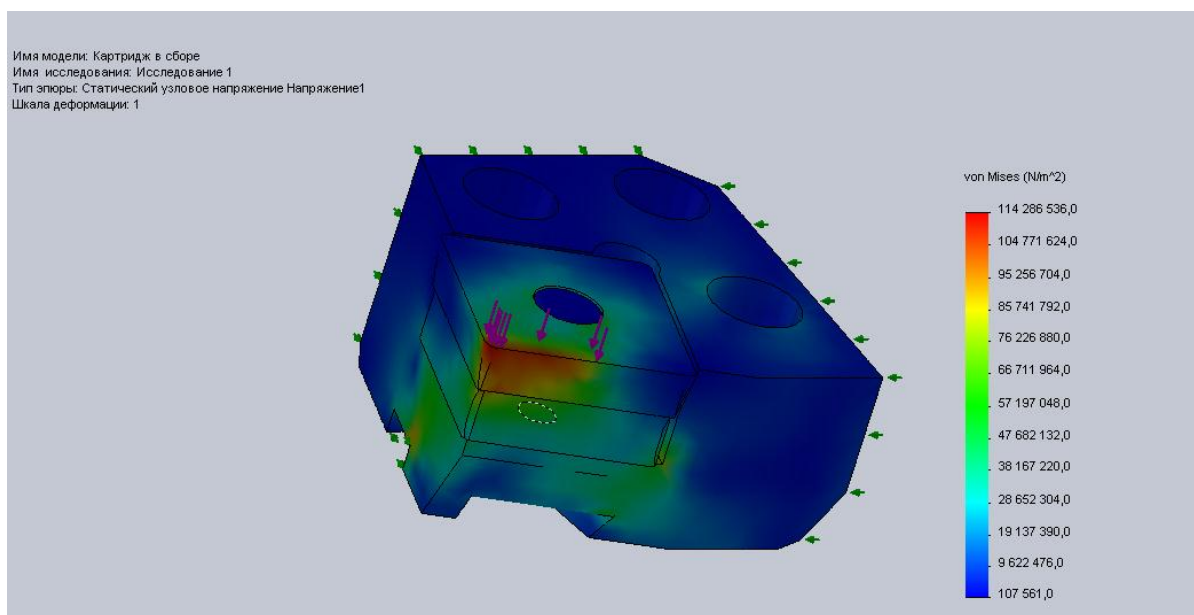


Рис. 3 - Эпюра распределения эквивалентных напряжений разработанной конструкции

Для анализа возникающего процесса резонанса, если таковой будет иметь место, необходимо приложить данные нагрузки на предложенную модель инструмента с циклической частотой в 100Гц, данная частота фиксировалась при экспериментальных исследованиях на станке в узле ползуна с инструментом наиболее часто (рис. 4).

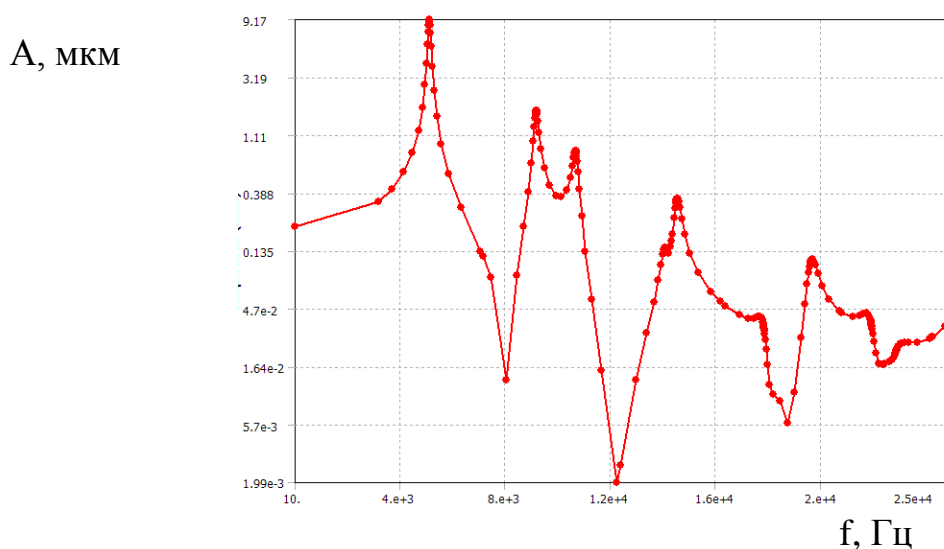


Рис. 4 – Амплитудно – частотная характеристика режущего инструмента

Как видно из вышеприведенного графика, явление резонанса возникает при гораздо более высоких частотах колебаний (5КГц), значительно превышающих частоты колебаний на станке. Такие условия динамических нагружений сборного модульного режущего инструмента не являются критическими, что позволяет сделать вывод о его работоспособности при резании с большими сечениями среза, в условиях пониженной жесткости на исследуемом карусельном станке.

Выводы

По результатам приведенных исследований установлены границы частот колебаний при которых возникает явление резонанса в узлах тяжелого карусельного станка при полустачковом точении. Полученные результаты позволили провести исследование динамического состояния режущего инструмента методом конечных элементов, определить распределение коэффициента запаса прочности в узле крепления предложенного резцового блока, что позволяет оптимизировать размеры резцовой вставки, с учетом выполняемой операции обработки.

Литература: 1. Повышение виброустойчивости карусельного станка 1532. Отчет, М., ЭНИМС, 1980. 2. Якимчук Г.К.. Исследование динамических характеристик планшайб карусельных и лоботокарных станков. Диссертация. Одесса, 1975. 3. Kalajdzic Milisav. Dinamika nasecih struktura. "Tehnika Masinstvo" 1980, №7. 4. VUOSO. Kontrola karuselu SK50 s hlediska materialovych u spor. V 346. 10.10.84, Praha. 5. Прочность, устойчивость, колебания. Справочник в трех томах. Под редакцией. И.А. Биргера и Я.Г. Пановко. т.3. М., «Машиностроение», 1968. 6. Ковалёв Д.Г. Исследование новых конструкций сборных резцов для тяжелых станков токарно-карусельной группы. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем, Вып. 26, 2010. – С.112-116. 7. Мироненко Е.В., Васильева Л.В., Гах В. М. Исследование стойкости и прочности резцов. //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем, 2007. – С.76-84.

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПРИ ТОЧЕНИИ НА ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНО-КАРУСЕЛЬНЫХ СТАНКАХ

Мироненко Е.В., Ковалёв Д.Г.

В статье рассматриваются вопросы исследования динамических характеристик современных блочно-модульных резцов при обработки на станках с ЧПУ токарно-карусельной группы.

ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПРИ ТОЧІННІ НА ВАЖКИХ ТОКАРНО-КАРУСЕЛЬНИХ ВЕРСТАТАХ

Мироненко Е.В., Ковальов Д.Г.

У статті розглядаються питання дослідження динамічних характеристик сучасних блочно-модульних різців при обробці на верстатах з ЧПК токарно-карусельної групи.

RESEARCH OF DYNAMIC DESCRIPTIONS AT SHARPENING ON HEAVY LATHE- MERRY-GO-ROUND MACHINE-TOOLS

Mironenko E., Kovalyov D.

In the article the questions of research of dynamic descriptions of modern block-module chisels are examined at treatments on machine-tools with CHPU lathe-merry-go-round group.

Ключевые слова: Резец, эпюра, резцовый блок, режущая пластина, карусельный станок.

Ключові слова: Різець, епюра, різцевий блок, ріжуча пластина, карусельний верстат.

Key words: Chisel, epure, chisel block, cutting plate, merry-go-round machine-tool.

УДК 621.9

Гаков С.О.
ДДМА, м. Краматорськ, Україна
sergey.gakov@mail.ru

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРИЧИН ВІДМОВ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ ПРИ РЕМОНТНОМУ ОБТОЧУВАННІ КОЛІСНИХ ПАР ЗАЛІЗНИЧНОГО ТРАНСПОРТУ

Введение

Як відомо, основними шляхами підвищення продуктивності колесотокарних верстатів, є скорочення машинного і допоміжного часу на обробку колісної пари [1, 5].

Скорочення машинного часу можна здійснити за рахунок підвищення швидкості різання, збільшення припуску, застосування раціональної геометрії ріжучої частини інструменту і різних сполучень інструменту. Важливу роль при цьому відіграє жорсткість кріплення різців у різцетримачі і жорсткість самого різцетримача на супорті.

Скорочення допоміжного часу може бути здійснено, за рахунок скорочення часу на встановлення та зняття колісної пари, і часу на орієнтацію копирів щодо колісної пари (по колу кочення і внутрішньої поверхні бандажа), а також на виставку різців на один діаметр обох коліс після заміни різців.

Однак скорочення машинного часу за рахунок підвищення швидкості різання обмежена, стійкістю ріжучого інструменту і станом поверхні оброблюваного бандажа [2, 3]. Під «станом поверхні оброблюваного бандажа» [4] слід розуміти: наклеп (рис. 1, а) і накатка (рис. 1, б) поверхні, «повзуни» (рис. 1, в), які з'являються в результаті екстреного гальмування, коли бандаж заклинює гальмівними колодками аж до зупинки обертання. У цей час поверхня бандажа нагрівається від тертя ковзання, та з'являються прямолінійні ділянки на круговій поверхні, які часто приварюються, від різкої різниці температур нагрітого бандажа і холодної рейки, з'являються абразивні вклучення від використання піску при гальмуванні (рис. 1, г). Скорочення машинного часу за рахунок збільшення подачі (глибина приблизно постійна, в залежності від прийнятої величини "прокату" бандажа) обмежене міцністю на вигин і крихкістю ріжучої частини різця.

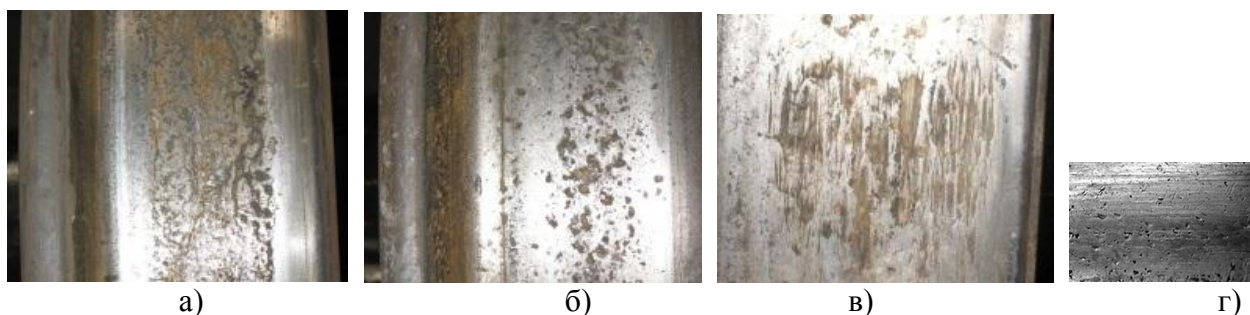


Рисунок 1 – Види зношувань поверхні кочення колісної пари

Мета роботи

Метою даної роботи є визначення переваг і недоліків обробки багатолезовим інструментом бандажів колісних пар рухомого складу залізничного транспорту, дослідження процесу стружкоутворення при точінні даним інструментом, визначення умов сходу стружки при прямому різанні, визначення критеріїв зносу і поломки інструменту при обробці колінних пар з дефектами.

Загальна частина

В даний час обробка профілю бандажа колісної пари ведеться двома видами різців: чашковими різцями і двохпластинні різці з тангенціальним кріпленням ріжучих пластин.

Ці різці добре обробляють нові бандажі без зміцнення; гірше працюють з колесами, зміцненими експлуатаційною обкаткою по рейках, і значно гірше - при обробці пар з наявними "повзунами" (особливо чашкові різці).

У багатьох випадках ріжуча частина викришується або відбувається скол (на шарі зі зношуванням типу "прокат" і більшою мірою - на повзуні), що призводить до необхідності повороту або заміни пластини і повторного проходу. Раніше для зрізання повзунів використовувалися спеціальні відігнуті прохідні різці. Стійкість у таких різців при обробці повзунів вище, однак, зміна різців та налагодження на діаметр займають багато часу. Тому в теперішній час широке поширення одержали різці зі змінними вставками, на яких ріжучі пластини закріплюються тангенціально.

Випробування проводилися на верстаті мод. КЖ1836М.10 виробництва ВАТ «КЗВВ», для колісних пар з профілем за ГОСТ 9036-88, матеріал колісної пари - R2N (C55GW-NA) за ГОСТ 380-94 ($HВ248 \pm 20$, $\sigma_b = 880-1080$ МПа). Ріжучий інструмент: різцевий блок з двома тангенціальними пластинами - фірми "Sandvik Coromant" Швеція або пластини фірми ВАТ «КЗВВ» Росія. Пластини "Sandvik Coromant": типорозмір – LNMX 301940-23, LNUX 301940-PF, S-RCMT 25 07 M0-R1; матеріал - MM2, як з покриттям так і без. Пластини ВАТ «КЗВВ»: типорозмір - LNUX 301940 TN 02; матеріал - MC221 або T14K8; без покриття. Дослідження проводилось у два етапу.

1 етап - експериментальне дослідження різців відомих конструкцій на різних режимах при обробці колісних пар двох видів: не мають зношених ділянок і мають зношування у вигляді «повзунів» на поверхні кочення колеса.

2 етап - спостереження процесу обробки з метою збору статистичних даних про види поломок ріжучого інструменту і режимної частини обробки.

Етап 1. Спочатку оброблялася раніше проточена колісна пара без "повзунів". Обробка проводилася одним правим супортом; пластини ВАТ «КЗВВ»: LNUX 301940 TN 02, матеріал - T14K8, без покриття. Для визначення силових параметрів (моменту і потужності різання) приводу головного руху проводилися виміри електричних характеристик двигуна (напруги на якорі - U_a і струму якоря - I_a), результати занесені в таблицю 1.

Для забезпечення продуктивності обробки використовують верхній діапазон частот обертання шпинделя (10-25 об / хв). Тому дослідження проводився при частоті обертання шпинделя - $n_1 = 14,5$ об/хв та $n_2 = 25$ об/хв, це відповідає відповідно середньої і максимальній швидкості різання. Подача варіювалася в широких межах. Результати режимів обробки та електричні характеристики двигуна наведені в таблиці 2.

Таблиця 1

Виміри параметрів електродвигуна головного приводу

$n_{шп}$, об/хв	$n_{об}$, об/хв	U_a (напруга на якорі), В	I (струм збудження), А	U (напруга збудження), В
3,15	280	85	6	160
4	356	100	6,2	165
4,5	400	110	6,2	165
5,5	490	130	6,2	165
6,5	580	160	6,2	165
8	712	190	6,2	165
10	890	215	6,2	165
12	1070	255	6,2	165
14,5	1290	300	6,2	165
16	1420	325	6,2	165
17	1510	350	6,2	165
20	1780	380	6	140
20,5	1840	390	5,5	120
22,5	2000	390	4,5	110
25	2220	390	4	105

Результати вимірювання електричних параметрів електродвигуна при обробці колісної пари без наявних зношувань

№ п.п.	Режими різання			Параметри двигуна	
	t , мм	S , мм/об	n , об/хв	$U_{я}$, В	$I_{я}$, А
1	5	1,4	14,5	300	42
2	5	0,63	14,5	300	25
3*	5	1,51	14,5	300	–
4	5	1,4	14,5	300	40
5	5	1	25	350	40
6**	1	2	25	390	40

* – $I_{я}$ не зафіксовано, тому що при таких режимах була зупинка електродвигуна.

** – руйнування різальної пластини.

Проаналізуємо режими різання (табл.2, п.п. 1).

$$V = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{1000} = \frac{\pi \cdot 1000 \cdot 14,5}{1000} \approx 45 \text{ м/хв.}$$

$$N = U_{я} \cdot I_{я} \cdot \eta = 300 \cdot 42 \cdot 0,7 = 8820 \text{ Ватт} \approx 8,8 \text{ кВт.}$$

$$M_{кр} = 9750 \frac{N}{n} \approx 5900 \text{ Н}\cdot\text{м}, P_z = \frac{2M_{кр}}{D} \approx 11800 \text{ Н.}$$

$$P_z = q \cdot t \cdot S,$$

де q – питомий тиск зрізаного шару, t – глибина різання.

$$q = \frac{P_z}{t \cdot S} = \frac{11800}{5 \cdot 1,4} \approx 1680 \frac{\text{Н}}{\text{мм}^2}.$$

З розрахунків видно, що при обробці бандажа колісної пари питомий тиск зрізаного шару велика і відповідає сталі $\sigma_{\sigma} \geq 750 \text{ МПа}$.

Проаналізуємо режими різання (табл.2, п. 6).

$$V = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{1000} = \frac{\pi \cdot 1000 \cdot 25}{1000} = 78,5 \text{ м/хв.}$$

При $V = 78,5 \text{ м / хв}$ сталася поломка ріжучої кромки, хоча швидкість різання не велика для даних режимів ($t=1 \text{ мм}$; $S=2 \text{ мм/об}$). Ймовірно, зіграла свою роль міцність бандажа $q = 1680 \text{ Н/мм}^2$ (для середньовуглецевих сталей $\sigma_{\sigma} = 750 \text{ МПа}$, $q \leq 1500 \text{ Н/мм}^2$).

Далі була проведена обробка експлуатованої колісної пари з повзунами (рис. 1, в) на встановлених режимах: $t = 7 \text{ мм}$; $S = 1,4 \text{ мм / об}$; $n = 14 \text{ об / хв}$.

Обробка проводилася тільки правим супортом, як і в попередньому експерименті. На обох бандажах були незначні повзуни, а також на одному з них була вирубка зубилом для виявлення глибини тріщини. Процес різання відразу пішов «напружено», з'явилися помітні вібрації і на вирубці ріжуча кромка майже повністю викришилася.



Рисунок 2 – Типове зношування ріжучої пластини

Після зміни пластини повернули бандаж та продовжували обробку на тих же режимах. Процес точіння йшов важко, на повзуні різець почав кришитися, з'явився уступ, процес різання припинили. Присутній викришування ріжучої кромки (рис. 2), тобто з'явилася необхідність повторного проходу.

Етап 2. Статистичний збір даних проводився на вагоноремонтному депо м. Дебальцеве, обробка коліс вироблялася на верстатах мод. КЖ1836М.10 виробництва ВАТ «КЗВВ» двома типами різців: чашковими і різцями з тангенціальним кріпленням ріжучих пластин. На обробку було взято колісні пари з профілем за ГОСТ 9036-88, матеріал колісних пар не визначався. Ріжучий інструмент: чашковий різець конструкції стандартного виконання, оснащений круглими пластинами фірми "Sandvik Coromant" (Швеція) -

S-RCMT 25 07 M0-R1, матеріал - MM2; різцями з тангенціальним кріпленням ріжучих пластинами фірми "Sandvik Coromant" (Швеція) типорозміру - LNMX 301940-23, LNUX 301940-PF матеріал - MM2 та фірми «КЗТС» (Росія) типорозміру - LNUX 301940 TN 02, матеріал-T14K8, без покриття.

Обробка проводилася в напівавтоматичному режимі. Після налаштування верстата включається гідрокопіювальний пристрій, який управляє рухами інструменту, а також задає швидкість подачі. У процесі обробки верстатник має можливість коригувати частоту обертання шпинделя і подачі двох незалежних супортів.

Глибина різання при даній обробці - величина змінна, і визначається величиною допустимого прокату бандажа (за нормами МПС на бандажі - не більше 7 мм): близько середини поверхні кочення визначається величиною зняття дефектного шару і може бути 2-3 мм, а на ділянках, близьких до фаски або до $R = 28$ мм (зважаючи напливів і меншого зносу), може бути 10-15 мм. Подача практично задається до 2 мм / об.

У таблиці 3 наведена вибірка результатів спостережень тільки для колісних пар зі значним зношуванням поверхні. Під номером різця в таблиці 3 мається на увазі тип і номер пластини. Перша цифра кодує тип пластини (1 - чашкова з покриттям «Sandvik Coromant», 2 - тангенціальна ВАТ «КЗВВ», 3 - тангенціальна «Sandvik Coromant» з покриттям, 4 - тангенціальна «Sandvik Coromant» без покриття), друга - цифра номер пластини.

Таблиця 3

Результати спостережень при обробці колісних пар з природними повзунами

№ з.п.	№ колісної пари	№ різця	Режими різання			Примітка
			n , об/хв	S , мм/об	t , мм	
1	1	1-1	25	2	3	Чашкова пластинка зламалася при дотику до повзуна
2	1	1-2	12	0,5	3	Скол ріжучої кромки в момент дотику до повзуна. Пластинка повернута
3	1	1-2	12	0,5	3	--
4	1	1-2	30	0,9	3	--
5	1	1-3	15	0,9	3	--
6	1	1-3	15	0,5	3	--
7	1	1-3	10	0,5	3	Руйнування пластинки
8	2	1-4	9	0,9	3	Скол при дотику до повзуна. Галтель оброблена
9	2	1-4	9	0,9	3	Ухил 1:20 оброблений. Повзун зрізаний. Скол ріжучої кромки.
10	3	2-1	20	0,5	7	Невеликий скол після проходу 15 мм.
11	3	2-1	12	0,8	7	Повзун зрізаний
12	3	2-2	12	0,5	8	Скол
13	3	2-2	12	0,5	6	Скол при дотику до повзуна
14	3	3-1	10	0,5	3	Скол. Платівка повернена
15	3	3-1	18	0,5	3	--
16	3	3-1	6	0,5	3	Руйнування пластинки
17	3	3-2	12	0,5	8	Руйнування пластинки при проході 10 мм.
18	3	4-1	12	0,5	6	Скол при торканні повзуна
19	3	4-1	12	0,5	6	--
20	3	4-1			6	--
21	3	4-2	6	0,5	10	Скол після проходу 5 мм
22	3	4-3	6	0,5	10	Великий скол. Потрібна заміна.

Обробка повзуна відбувається наступним чином: на час підходу до повзуна верстатник зменшує обороти головного приводу, зменшуючи швидкість різання в 2 і більше разів, найчастіше не зменшуючи дроселем величину хвилинної подачі (іноді, щоб «підірвати» твердий шар повзуна). Це, відповідно, пропорційно збільшує «оборотну» подачу.

Якщо врахувати, що при обробці колісних пар без значних зношувань $q \leq 2000 \text{Н/мм}^2$, а на повзунах - до 2500Н/мм^2 і вище, тоді P_z зростає до 15кН , що веде до збільшення навантаження на робочу частину пластини і до виходу її з ладу. Основні типи поломок інструменту при обробці колісних пар з повзунами показані на рисунку 3.

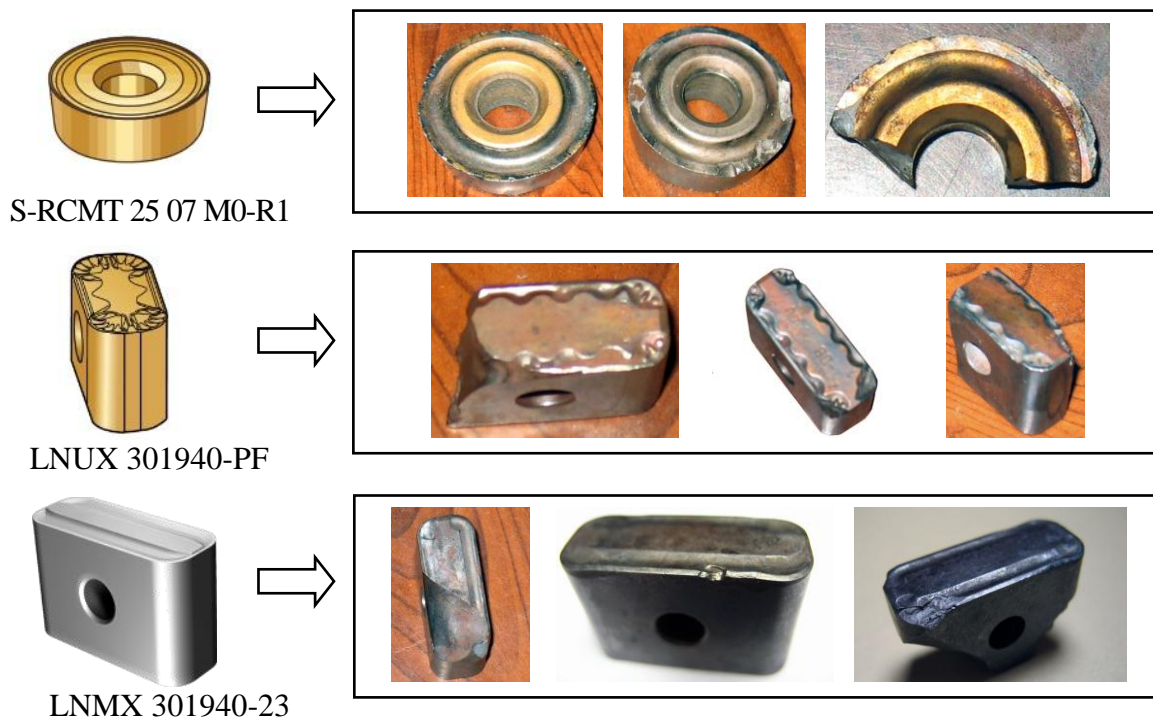


Рис. 3 – Види зношування твердосплавних пластин при обробці на копіювальному колесотокарному верстаті

Було проведено випробування точіння «прямим» різанням. Відмінностей від традиційного «зворотного» точіння немає, але набагато небезпечніше сход зливної стружки. Якщо при «зворотному» точінні зливна стружка йде під різець, то при «прямому» - по різцю на верстатника.

В даний час єдиним методом, що дозволяє уникнути поломки інструменту при обробці колісної пари з «повзунами», є зниження режимів різання, тобто зменшення подачі S і швидкості різання V , що в свою чергу негативно позначатися на продуктивності обробки. При обробці на копіювальному колесотокарному верстаті, верстатникові доводиться постійно відслідковувати положення повзуна на ободі колеса, і в момент входу різця в зону повзуна скорегувати S і V . Якщо врахувати, що обробка здійснюється в умовах безперервного виробничого процесу, тобто верстатникові досить складно постійно відслідковувати наявність повзуна, а тим більше своєчасно та вірно скорегувати режими різання. Тому єдиним варіантом є застосування таких систем управління, які дозволяють в автоматичному режимі ідентифікувати місцезнаходження дефекту і його тип, і автоматично змінювати параметри обробки, наприклад адаптивна система процесом обробки. Однак застосування адаптивних систем на гідрокопіювальних верстатах не дасть необхідного ефекту, тому що необхідно враховувати, крім нестационарності процесу обробки,

нелінійність у гідроприводі супорта верстата, а це значно ускладнює модель роботи адаптивної системи.

Висновки

1. Збільшення продуктивності верстата при застосуванні збірних різців за рахунок передбачуваного збільшення стійкості не виявлено. Так само, як і у випадку з чашковим різцем, при ударному навантаженні різець пластина руйнувалась, при обробці повзунів – найчастіше відбувається викришування пластилини та швидке затуплення.

2. Встановлено, що при обробці колісних пар з «повзунами» необхідною умовою працездатності різального інструменту є зміна режимів різання в процесі обробки.

3. Процес стружкообразования нічим не відрізняється від чашкових різців. При дослідженні точіння колісних пар вдалося визначити діапазон подач, при якому стружка дробилася або ставала зливною. Дроблена стружка з'являється при подачі $S > 1,5$ мм / об, при $S < 1$ мм/об гарантована зливна стружка.

4. Основними видами зношування є абразивний знос по передній поверхні, дрібні відколи на крайках пластилини, а також руйнування пластилини. У зонах з незначним зношуванням поверхні колеса (невеликими раковинами тощо) спостерігається абразивний знос, викликаний абразивними включеннями в матеріал колеса (пісок, оксиди), на вищербинах спостерігаються дрібні відколи на різучій кромці, а в зонах повзунів, наварів відбувається критичний знос і руйнування різучої пластилини.

5. Для зменшення зносу інструменту та запобігання його поломки необхідно застосовувати адаптивне управління процесом різання [2], яка дозволить своєчасно, до входження інструменту в зону дефекту, скорегувати режими різання.

Література: 1. Ковалев В.Д., Гаков С.А. Ветчининова Ю.Е. Исследование процесса обработки при ремонте колесных пар на колесотокарных станках // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. Вип. 21. – Краматорськ: ДДМА, 2007. – с. 122-128. 2. Марков Д. П. Типы катастрофического изнашивания, возникающие на колесно-рельсовых сталях // Вестник ВНИИЖТ. 2004. № 2. С. 30-35. 3. Богданов В. М. Снижение интенсивности износа гребней колес и бокового износа рельсов // Железнодорожный транспорт. 1992. № 12. С. 30-34. 4. Ларин Т. В., Девяткин В. П. О механизме износа железнодорожных колес / Трение и износ в машинах, сб. XI. М.: АН СССР, 1956. С. 238-263. 5. Ковалев В.Д., Гаков С.А. Применение адаптивных систем при обработке сложного профиля на колесных станках // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. Вип. 20. – Краматорськ: ДДМА, 2006. – с. 85-89.

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

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИЧИН ОТКАЗОВ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ РЕМОНТНЫХ
ОБТОЧКАХ КОЛЕСНЫХ ПАР ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА

Гаков С.А.

В статье произведено исследование режимов резания и видов износа режущего инструмента при обработке колесных пар подвижного состава. Исследования производились при обработке колесных пар двух видов: бездефектных и имеющих различного рода дефекты на поверхности катания колеса.

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРИЧИН ВІДМОВ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ ПРИ РЕМОНТНОМУ
ОБТОЧУВАННІ КОЛІСНИХ ПАР ЗАЛІЗНИЧНОГО ТРАНСПОРТУ

Гаков С.О.

У статті проведено дослідження режимів різання і видів зносу різального інструменту при обробці колісних пар рухомого складу. Дослідження проводилися при обробці колісних пар двох видів: бездефектних і що мають різного роду дефекти на поверхні катання колеса.

RESEARCH OF REASONS FOR CUTTING TOOL FOR REPAIR TURNING
WHEELSETS RAILWAY

Gakov S.

The article made a study of the cutting and wear of cutting tools in the processing of wheelset rolling stock. Studies were performed in the processing of wheelsets in two forms: defect-free and have various defects on the surface of rolling wheels.

Ключевые слова: токарный резец, резцовый блок, режущая пластина, колесная пара.

Ключові слова: токарний різець, різцевий блок, ріжуча пластина, колісна пара.

Key words: lathe tool, chisel block, cutting plate, wheelset.

УДК 621.9.23

Полупан И.И.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ВИБРОУСТОЙЧИВОСТИ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ПРИ ЧЕРНОВОЙ ОБРАБОТКЕ КОЛЕСНЫХ ПАР

Введение

Анализ методов восстановления профиля обода колесных пар показал, что в ближайшем будущем приоритет сохранится за лезвийной обработкой - точение на колесотокарных станках по копиру или программе. [1]

Перспективным методом обработки поверхности обода с термомеханическими повреждениями является врезное профильное высокоскоростное шлифование ВПВШ, обеспечивающий снижение технологического износа за счет минимизации припуска. Этот метод нецелесообразно применять для большинства колесных цехов, так как ВПВШ эффективно при обработке не менее 13 тыс. колесных пар в год.

Таким образом, основной объем механической обработки профиля обода колесных пар будет производиться точением по копиру на колесотокарных станках распространенных моделей 11ВВ 112, 11СВ 125 (Рафамет), 1836 КЗТС, 165 Хагеншейдт и др.

Оснащение станков системой ЧПУ, как показал опыт, обеспечивает высокое качество и производительность только при чистовой обточке колесных пар. Необходима предварительная черновая обработка на другом станке (особенно это касается колес с термомеханическими повреждениями - ТМП), кроме того, такое оборудование требует дорогостоящего высокой культуры обслуживания, обеспечение этого доступно только для ремонтных заводов.

Основная часть

Наибольшее применение для черновой обработки профиля поверхности обода колес на колесотокарных станках получили чашечные резцы с напайными или механически укрепляемыми пластинами различного диаметра из твердого сплава марки Т14К8 или Т5К10. На отдельных вагоноремонтных предприятиях используют для черновой обработки поверхности катания, фаски и гребня колесных пар на станках моделей УВВ 112, 1А936, 1ТСН, 1ТСН/А напайные резцы со стандартными пластинами типов 1636 и 1639 (ГОСТ 2209-69) из твердого сплава марок ВК8, Т5К10 и Т15К6. Также для черновой обработки применяют резцы с механическим креплением стандартных пластин.

Чашечные резцы различных диаметров выпускают с напайными пластинами и сборными с механическим креплением пластин преимущественно из твердого сплава марки Т14К8. Выпускают также чашечные резцы диаметрами 30,8 и 45,6 мм из быстрорежущей стали марки Р6М3 или Р18 с твердостью режущей части после термообработки НРС 62-65.

Для исследований была принята конструкция сборного чашечного резца, применяемого для обработки профиля колесных пар локомотивов на колесотокарном станке 1836. Базовая и усовершенствованная конструкции указанного инструмента приведены на рисунке 1.

Крепление режущей пластины 3 в базовой конструкции осуществляется прижатием сверху с помощью болта 6, а упорная часть режущей пластины 3 контактирует с упорной частью оправки 2. Прижатие болта 6 осуществляется с помощью шайбы 4 и гайки 5.

Недостатком указанной конструкции является отсутствие надежного базирования режущей пластины по цилиндрической поверхности отверстием в радиальном направлении.

С целью устранения указанного недостатка разработана усовершенствованная конструкция сборного чашечного резца [2], которая состоит из державки 1, оправки 2, режущей пластины 3, упругой разрезной втулки 4, болта 5, гайки 6. Торцовая поверхность цилиндрического выступа оправки выполнена конически и контактирует с конической частью упорной разрезной втулки, противоположная сторона которой контактирует с торцовой частью головки болта. Оправка прижимается к державке с помощью гайки 6.

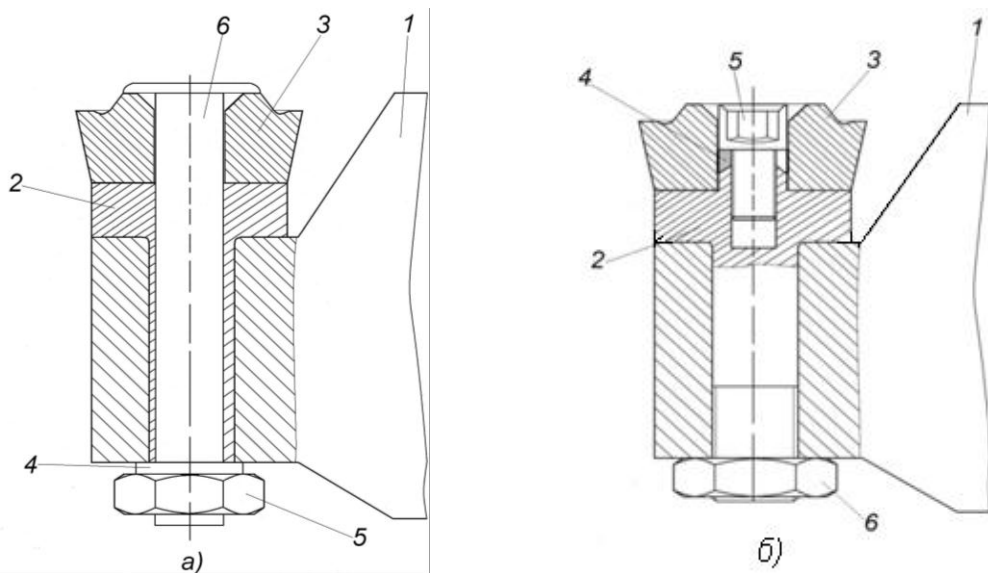


Рис. 1 – Базовая (а) и усовершенствованная (б) конструкции сборного чашечного резца

Для построения расчетной схемы сборного чашечного инструмента, которая представлена на рисунке 2, использовались подходы и методики, предложенные в работе [3].

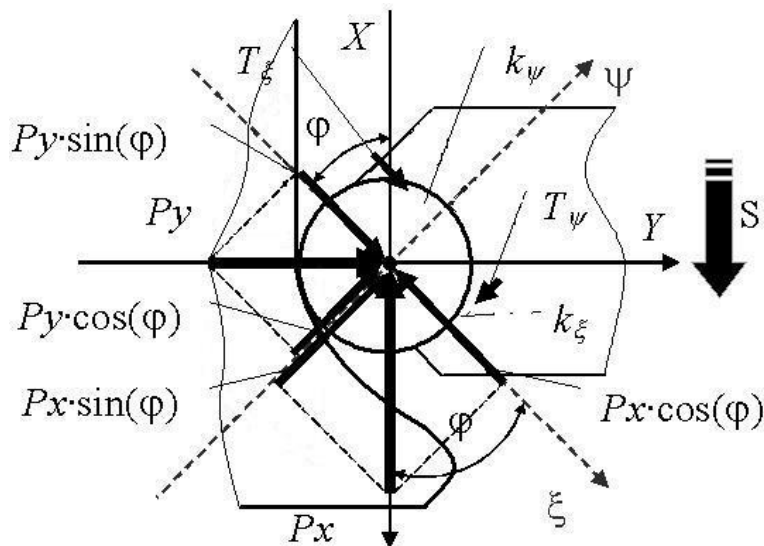


Рис. 2 – Расчетная схема сборного резца

Математической моделью рассматриваемой механической системы будет система дифференциальных уравнений второго порядка вида

$$\begin{cases} m\ddot{\xi} + c_{\xi}\dot{\xi} + k_{\xi}\xi = -P_x(t)\cos(\varphi) + P_y(t)\sin(\varphi) \\ m\ddot{\psi} + c_{\psi}\dot{\psi} + k_{\psi}\psi = P_x(t)\sin(\varphi) + P_y(t)\cos(\varphi) \end{cases}$$

Амплитудно-частотно- фазовые характеристики (АФЧХ) $W_u^Y(i\omega)$ упругой системы сборного чашечного резца базовой и усовершенствованной конструкций, представленные на рисунке 3, рассчитывались для нескольких участков профиля при восстановлении колесной пары с учетом различных составляющих сил резания на каждом участке, как это показано в таблице 1.

Режимы резания при обработке колесной пары

№ участка	Описание	v, м/мин	s, мм/об	t, мм	P _x , Н	P _y , Н
1	переход от галтели к реборде	12	3,8	3	5600	6500
2	Профиль обода	12	1,5	1,2	1100	1300
3	Обработка фаски	12	0,5	1	400	600

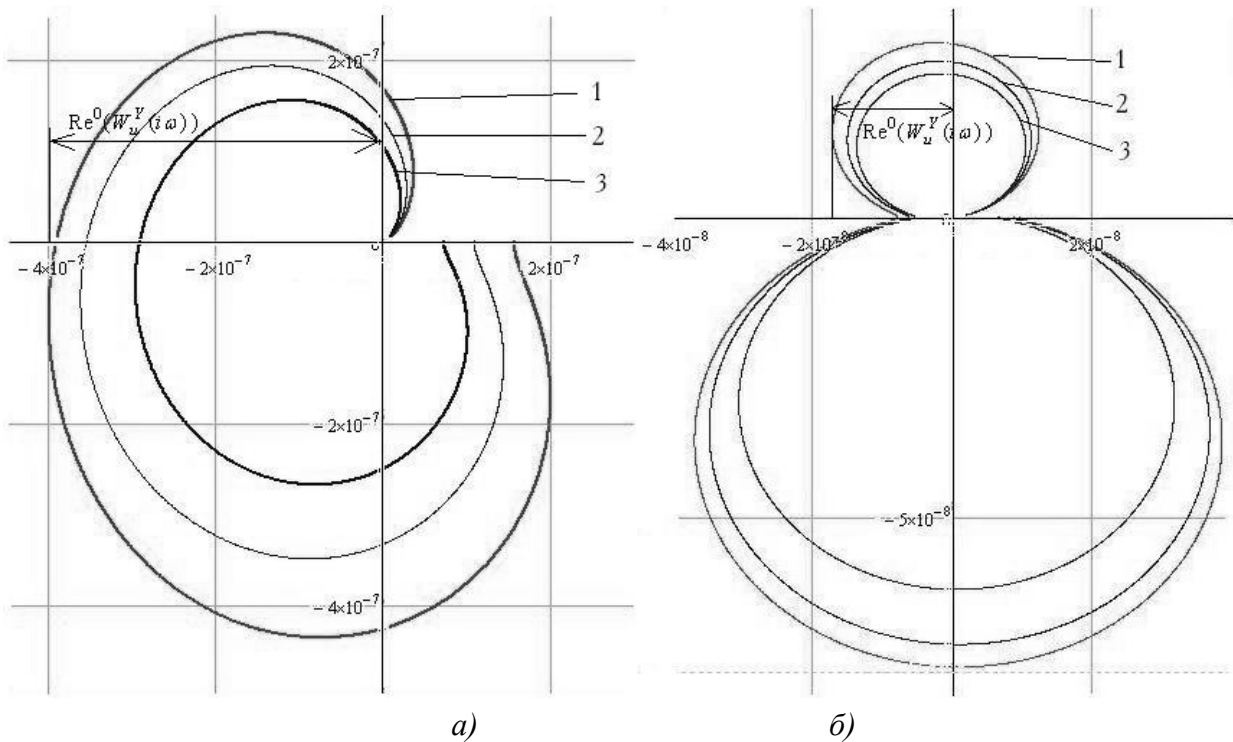


Рис. 3 – АФЧХ упругой системы сборного чашечного инструмента:
(а) базовая конструкция, (б) усовершенствованная конструкция:

Таким образом, для усовершенствованной конструкции для максимальных режимов резания $Re^0(W_u^Y(i\omega))=1,8*10^{-8}$, а для базовой $Re^0(W_u^Y(i\omega))=4*10^{-8}$, что свидетельствует об увеличении запаса устойчивости ЭУС сборного чашечного инструмента.

Диапазон амплитуд колебаний упругой системы сборного резца в базовой конструкции находится в пределах от $3*10^{-7}$ до $4*10^{-7}$, тогда как для усовершенствованной конструкции – $0,8*10^{-7}$ до $1*10^{-7}$ (уменьшение в 5 раз), что свидетельствует о более стабильном режиме работы усовершенствованными конструкциями резцов.

Исследования динамических явлений при резании сборным чашечным резцом проводились с помощью виброизмерительного комплекса [3]. Для фиксации вибраций использовались датчики виброускорения ДН-3, которые, как показано на рисунке 4, закреплялись на пластине, а также на державке по направлениям сил резания P_x, P_y, P_z. Анализ полученных экспериментальных данных выполнялся с использованием дискретного преобразования Фурье при помощи программного комплекса PowerGraph.

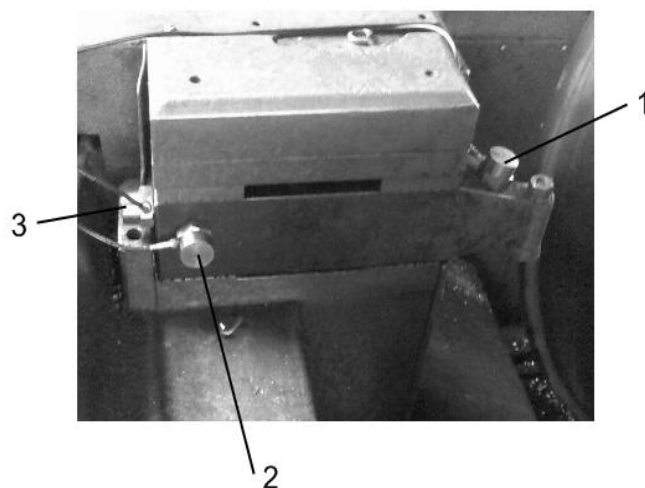


Рис. 4 – Установка датчиков виброускорений ДН-3 по направлениям сил резания: 1- P_z , 2- P_x , 3- P_y

На рисунке 5 представлены экспериментальные АЧХ базовой и усовершенствованных конструкций сборного чашечного инструмента

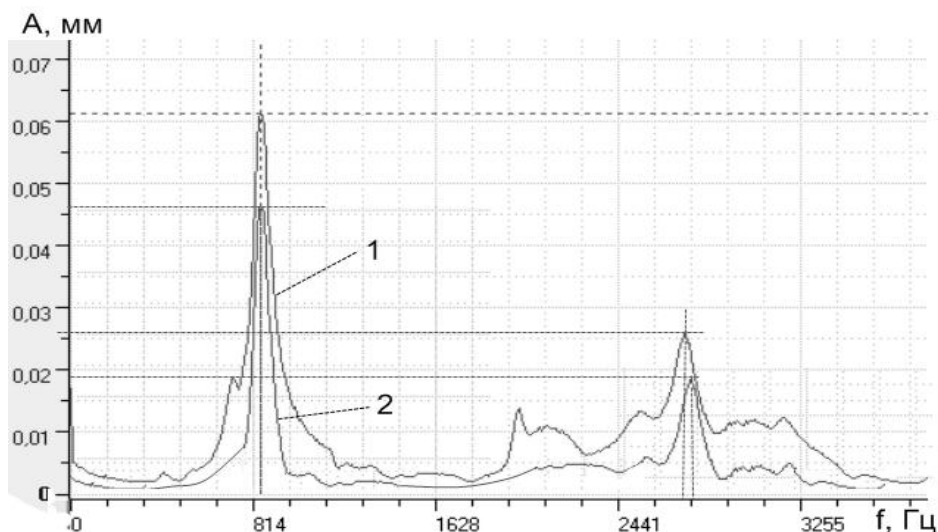


Рис. 5 – Экспериментальная АЧХ упругой системы сборного чашечного инструмента: 1- базовая конструкция, 2- усовершенствованная конструкция

Таким образом, имеет место снижение амплитуды колебаний в 1,3 раза.

Выводы

Недостатком базовых конструкций чашечных резцов является отсутствие надежного базирования режущей пластины по поверхности отверстием в радиальном и в тангенциальном направлениях.

Теоретические исследования базовой и усовершенствованной конструкций сборного чашечного инструмента показывают увеличение запаса устойчивости конструкции сборного инструмента в 2,2 раза.

Диапазон амплитуд колебаний упругой системы сборного чашечного резца усовершенствованной конструкции уменьшился в 5 раз.

Экспериментальные исследования базовой и усовершенствованной конструкций сборного чашечного инструмента показывают снижение амплитуды колебаний в 1,3 раза.

Литература: 1. Богданов А.Ф., Иванов И.А., Ситаж М. Восстановление профиля поверхности катания колёсных пар. – СПб.: ПГУПС, 2000. 2. В.С. Гузенко, І.І. Полупан. Різальний інструмент. Патент 32230, Україна, МКИ В23В 27/16. - Оpubл. 12.05.2008. Бюл.№9. 3. Гузенко В.С., Миранцов С.Л., Полупан І.І. Повышение эксплуатационных характеристик чашечного резца для колесотокарного станка// Надежность режущего инструмента. Сб. статей. Вып. 22/ Краматорск: ДГМА, 2007.

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

ПІДВИЩЕННЯ ВІБРОСТІЙКОТІ ЗБІРНИХ РІЗЦІВ ПРИ ЧОРНОВІЙ ОБРОБЦІ КОЛІСНИХ ПАР

Полупан І.І.

У статті розроблена динамічна модель пружної системи збірної чашкового інструменту. Проведені теоретичні і експериментальні дослідження вказаної конструкції.

ПОВЫШЕНИЕ ВИБРОУСТОЙЧИВОСТИ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ПРИ ЧЕРНОВОЙ ОБРАБОТКЕ КОЛЕСНЫХ ПАР

Полупан І.І.

В статье разработана динамическая модель упругой системы сборного чашечного инструмента. Проведены теоретические и экспериментальные исследования указанной конструкции.

INCREASE OF VIBRATION STABILITY OF COLLAPSIBLE CUTTING TOOL AT ROUGHING OF WHEELPAIRS

Polupan I.I.

The dynamic model of the elastic system of the collapsible cup-tip tool is developed in the article. Theoretical and experimental researches of the indicated construction are conducted.

Ключевые слова: Сборный резец, черновая обработка, система, чашечный инструмент, конструкция.

Ключові слова: Сборный резец, черновая обработка, система, чашечный инструмент, конструкция.

Key words: Collapsible chisel, draft treatment, system, bowl-shaped instrument, construction.

РОЗДІЛ 2 ЯКІСТЬ ТА НАДІЙНІСТЬ МЕТАЛОРІЗАЛЬНОГО ОБЛАДНАННЯ

УДК 621.9

Струтинський¹ В.Б., Гуржій² А.М., Юрчишин¹ О.Я.

¹ НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

² Кабінет Міністрів України, м. Київ, Україна

ВИЗНАЧЕННЯ СИЛОВИХ ФАКТОРІВ У ГІДРОДИНАМІЧНО РОЗВАНТАЖНІЙ МАСТИЛОПІДВОДНІЙ ВТУЛЦІ ОБЕРТОВОГО ГІДРОПРИВОДА ЗАТИСКУ ТОКАРНОГО ВЕРСТАТА

Актуальність досліджень

Для затиску оброблюваної деталі в патронах токарних, токарно-револьверних та круглошліфувальних верстатів застосовуються гідравлічні циліндри, що обертаються. Вони закріплюються на кінцевій частині шпинделя і зв'язані з патроном за допомогою спеціальної тяги, що проходить через отвір в шпинделі. Розробка прогресивних конструкцій обертових гідроприводів являє собою актуальну науково-технічну проблему.

Постановка проблеми в загальному вигляді

Розробка обертових гідроприводів потребує нових підходів в реалізації схемних рішень. При цьому, необхідно забезпечити суттєве підвищення надійності роботи привода та вдосконалення його експлуатаційних характеристик. В загальному вигляді проблема також включає технологічні аспекти виконання вузлів і деталей привода.

Зв'язок проблеми з важливими науковими і практичними завданнями

Реалізація прогресивного конструктивного рішення обертового гідропривода дасть змогу розв'язати важливі наукові і практичні задачі розвитку верстатобудування.

Аналіз останніх досліджень і публікацій

В останніх дослідженнях і публікаціях наведено ряд конструкцій обертових гідроциліндрів затиску [1]. Найвні дослідження силових факторів, що виникають в гідростатичних і гідродинамічних підшипниках [2]. Ряд публікацій присвячено дослідженню енергетичних характеристик гідроприводів. Схемних рішень, які забезпечують повну герметизацію привода при високих частотах обертання в літературних джерелах не виявлено.

Розв'язок невирішених раніше частин загальної проблеми

До невирішених раніше частин загальної проблеми відноситься розробка заходів по компенсації моментних динамічних навантажень у обертових гідроприводах. Потребує вирішення також проблема реалізації надійних ущільнень порожнин гідропривода.

Мета і задачі досліджень

Метою досліджень, наведених в даній статті, є розробка спеціальних засобів для підвищення ефективності роботи гідропривода.

Задачами досліджень є конструктивна реалізація даних заходів, підтвердження їх ефективності та розрахунок основних силових факторів, що виникають в обертовому мастилопідводі.

Виклад основного матеріалу досліджень

Об'єктом досліджень є обертовий гідропривод затиску токарного верстата [4].

Привод є комплектним і виготовляється у вигляді одного блока який закріплюється на кінцевій частині шпинделя токарного верстата з ЧПК. Привод забезпечує надійний затиск деталі та має мінімальні втрати робочої рідини. Привод легко вписується в габарити шпиндельного вузла та коробки зміни швидкостей токарних верстатів виробництва ВАТ "Веркон". Характеристики конструкції: робоча частота обертання - до 6000 хв⁻¹,

приєднувальний розмір до труби затиску верстата різьба M74x1.5, діаметр штоковий порожнини 68 мм, хід поршня-12 мм.

Для виконання досліджень розроблена конструкція гідроприводу затиску. Теоретично розраховано та виготовлено дослідний зразок високообертового гідроциліндра (рис. 1).

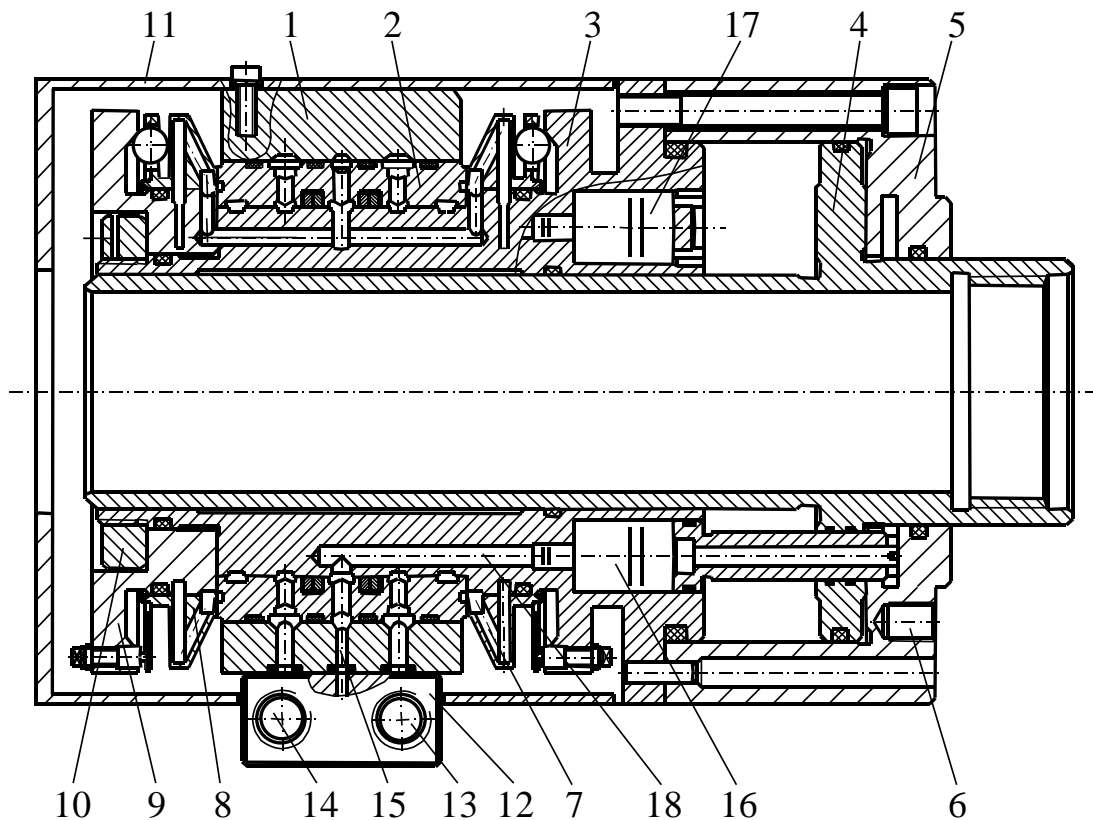


Рис. 1 – Конструкція обертового гідроциліндра затиску з мастилопідводом

Високообертовий привод затиску складається з двох частин: механізму підводу робочої рідини та гідроциліндру затиску. Конструкція дослідного зразка мастилопідводної втулки включає наступні деталі: нерухомий корпус 1, який при обертанні шпинделя утримується від повороту пружною тягою. В нерухомому корпусі встановлена і закріплена бронзова втулка 2, внутрішня поверхня якої утворює гідродинамічний підшипник із рухомим корпусом 3. В рухомому (обертовому) корпусі розміщено гідроциліндр затиску із поршнем 4 та кришкою 5. Кришка 5 має отвори 6, які служать для закріплення привода на кінцевій частині шпинделя.

Привод має диски 7 і 8, які служать для ущільнення порожнин гідродинамічного підшипника з метою ліквідації витікання рідини з порожнин обертового мастило підводу та задню кришку 9, яка закріплюється на рухомому корпусі гайкою 10. Кожух 11, який закриває мастилопідвід, кріпиться на нерухомому корпусі 1.

На нерухомому корпусі 1 закріплена розподільна коробка 12 із отворами, які служать для підключення привода до гідросистеми. Отвір 13 з'єднує гідросистему із правою порожниною гідроциліндра, а отвір 14 відповідно з'єднує гідросистему із лівою порожниною гідроциліндра.

Отвір 15 забезпечує дренаж порожнин гідропривода. В гідролініях між отворами 13 та 14 і порожнинами гідроциліндра встановлені гідравлічні блокуючі пристрої (гідрозамки) 16 і 17, що здійснюють герметизацію відповідно правої та лівої порожнин гідроциліндра при раптовому падінні тиску в гідросистемі.

Гідрозамки мають дренажні порожнини, які сполучаються із загальною дренажною гідролінією 15. Зокрема, гідрозамок 16 з'єднується із дренажною гідролінією 15 за допомогою каналу 18.

Радіальний підшипник обертового мастилопідводу утворюється між отвором втулки 1 і поясками обертового корпусу 2 (рис. 2).

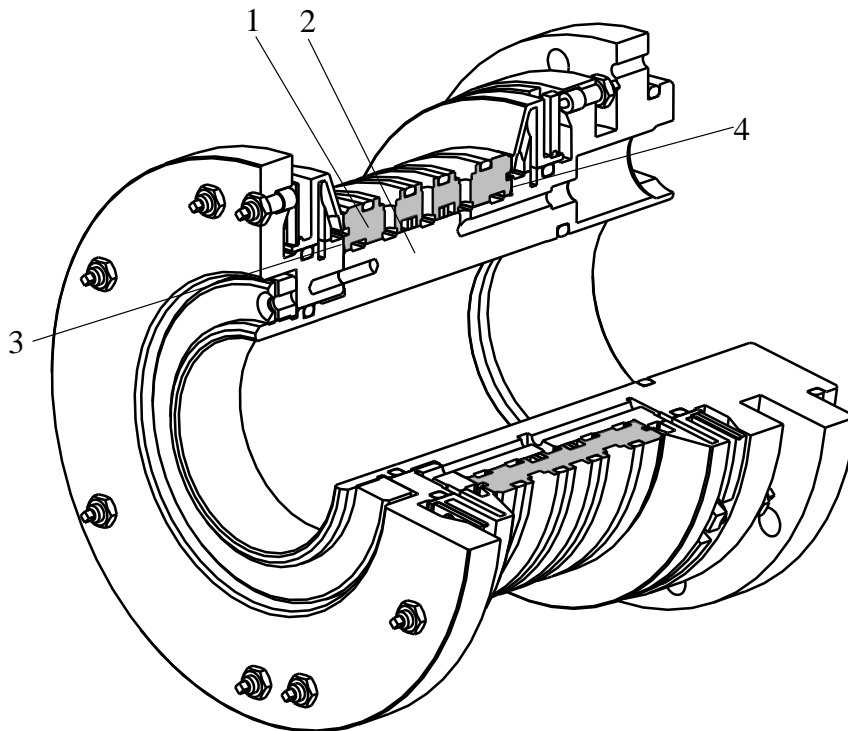


Рис. 2 – Загальний вигляд мастилопідвідної втулки і радіальні підшипники мастилопідводу

Поверхні втулки і корпуса мають ряд поясків, які утворюють радіальний гідродинамічний підшипник. Він сприймає як радіальні, так і певною мірою моментні навантаження, що діють на нерухомий корпус і втулку 1. В радіальному гідродинамічному підшипнику підтримується постійна циркуляція робочої рідини. Втулка 1 утримується відносно корпусу 2 двома торцевими підшипниками лівим 3 і правим 4.

Лівий торцевий гідростатично-гідродинамічний підшипник показаний в збільшеному вигляді на рис. 3.

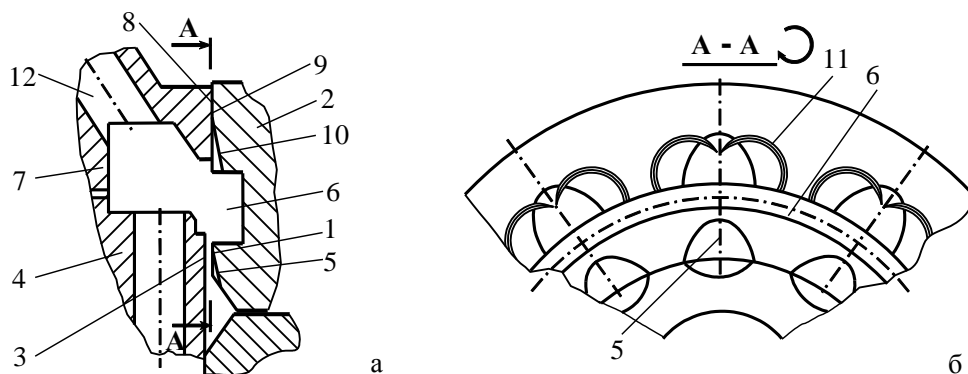


Рис. 3 – Конструкція лівого торцевого гідростатично-гідродинамічного підшипника: а – поздовжній переріз, б – поперечний переріз

Торцевий підшипник утворено поверхнями 1 втулки 2 і поверхнею 3 задньої кришки 4. На поверхні 1 виконано ряд карманів 5, які утворюють гідродинамічний підшипник.

Обертний мастилопідвід має ряд протяжних зазорів які заповнені рідиною. З метою зменшення втрат рідини з даних зазорів конструкція має спеціальні ущільнення.

Ущільнення порожнин 6, в які витікає рідина з осьового гідростатично-гідродинамічного підшипника, здійснюється дисками 7. Диски виконані рухомими в осьовому напрямку і утворюють посадку з зазором (близько 0,2 мм) з посадочним місцем вала. Це забезпечує вільне просторове переміщення диска 7 і дає можливість точного прилягання ущільнюючої поверхні 8 до торцевої поверхні 9 втулки 2.

На торцевій поверхні 9 мастилопідводної втулки 2 виконано ряд карманів 10, які служать для змащення поверхні і одночасно сприймають частину навантаження яке діє на диск 7. Для забезпечення надійного змащення і відсутності притирання поверхні втулки 2 і поверхні диска 7 на поверхні втулки виконані дугоподібні канавки 11. Забезпечена циркуляція робочої рідини в торцевому ущільненні. Для цього в диску 7 виконані отвори 12, які при обертанні привода формують відцентровий відтік рідини із порожнини 6 на периферію внутрішньої порожнини диска 7. Далі рідина потрапляє в дренажну порожнину привода. За рахунок обертання здійснюється інтенсивна циркуляція робочої рідини. Цим забезпечується стабілізація термічного режиму в області контакту поверхонь 8 і 9, що утворюють торцеве ущільнення.

Мастилопідводна втулка, яка має три пояски, зміщується відносно осі обертання шпинделя. Це зміщення носить просторовий характер, тобто зміщення кожного пояска відносно осі шпинделя характеризується трьома векторами \vec{e}_1 , \vec{e}_0 , \vec{e}_2 (рис. 4).

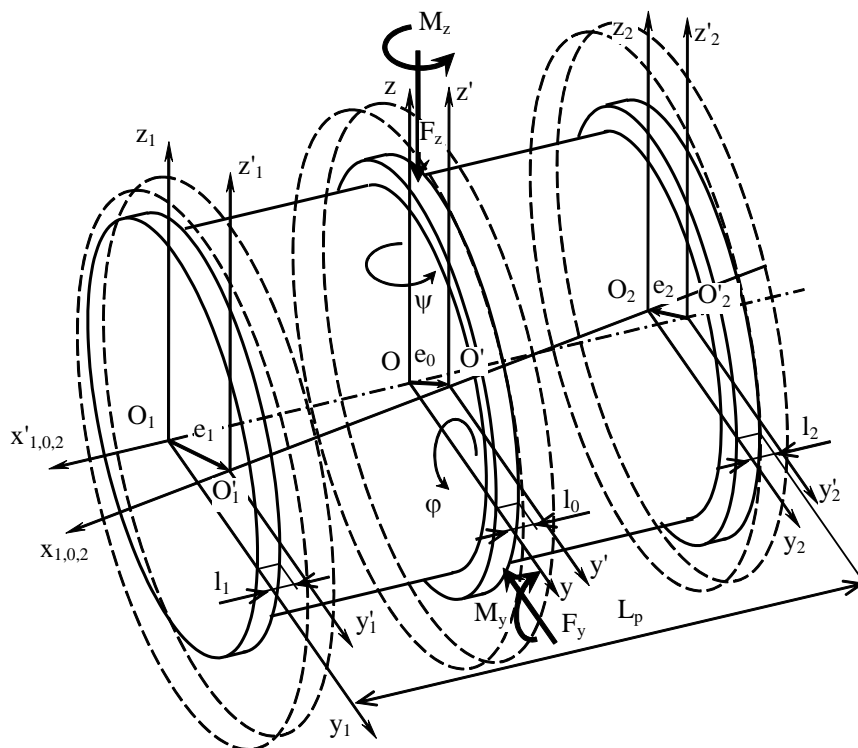


Рис. 4 – Схема просторового зміщення мастилопідводної втулки і корпусу привода

Розглянута еквівалентна схема мастилопідводу відповідає радіальному підшипнику з трьома поясками. Обчислення вектора сили взаємодії втулки і корпусу здійснюється за формулою:

$$\vec{F}_\Sigma = \sum_{i=0,1,2} F_i = k_F \bar{\omega} \times \sum_{i=0,1,2} l_i \vec{e}_i, \quad (1)$$

де k_F – коефіцієнт; l_i – довжина i -го пояска; ω – кутова швидкість обертання циліндра
В проекціях на осі координат у i з формули (1) одержимо складові зусилля

$$\begin{aligned} F_y &= k_F \omega (l_1 e_{z1} + l_0 e_z + l_2 e_{z2}), \\ F_z &= k_F \omega (l_1 e_{y1} + l_0 e_y + l_2 e_{y2}) \end{aligned} \quad (2)$$

де e_{z1} , e_z , e_{z2} – переміщення поясків у напрямку осі z , e_{y1} , e_y , e_{y2} – переміщення поясків у напрямку осі y .

Моменти сили відносно осей z та y , що виникають при повороті втулки визначаються у вигляді

$$M_y = k_F \omega \frac{L_p}{2} (l_1 e_{z1} - l_2 e_{z2}), \quad (3)$$

$$M_z = k_F \omega \frac{L_p}{2} (l_1 e_{y1} - l_2 e_{y2}) \quad (4)$$

де L_p – відстань між крайніми поясками.

Циліндрична поверхня корпусу, і сама мастилопідводна втулка мало деформуються при статичних і динамічних переміщеннях шпинделя. Тому ділянки осей корпусу ($O_1 O O_2$) та мастилопідводної втулки ($O'_1 O' O'_2$) є прямолінійними. Відповідно точки $O'_1 O' O'_2$ лежать на одній прямій яка відхилена від прямої $O_1 O O_2$.

Для врахування цього відхилення використано чотири параметри, а саме зміщення центру втулки в напрямках осей z та y та кути повороту відносно цих осей. Відповідно переміщення центрального пояска в напрямку осей z та y складе

$$e_y = e_{0y} = Pr_y \vec{e}_0, \quad e_z = e_{0z} = Pr_z \vec{e}_0,$$

де $Pr_y \vec{e}_0$ - це проекція вектора переміщення \vec{e}_0 на вісь y .

Проекції векторів переміщень крайніх поясків складуть

$$e_{y1,y2} = e_y \pm \frac{L_p}{2} \psi, \quad (5)$$

де ψ - кут повороту втулки відносно осі z . Знак + відноситься до першого пояска, знак – до другого пояска.

Аналогічно визначено проекції переміщень поясків у вертикальній площині

$$e_{z1,z2} = e_z \pm \frac{L_p}{2} \varphi, \quad (6)$$

де φ - кут повороту мастилопідводної втулки відносно осі y .

Для визначення вектора сили підставимо значення переміщень у формулу (2).
Одержимо

$$F_y = k_F \omega (l_1 + l_0 + l_2) e_z, \quad (7)$$

$$F_z = k_F \omega (l_1 + l_0 + l_2) e_y. \quad (8)$$

Визначимо момент, який виникає в мастилопідводній втулці. Момент викликається дією сил \vec{F}_1 та \vec{F}_2 , що виникають на крайніх поясках.

Момент відносно осей y та z визначиться у вигляді

$$M_y = L_p k_F \omega l_1 \varphi, \quad (9)$$

$$M_z = L_p k_F \omega l_1 \psi. \quad (10)$$

Одержані розрахункові дані подані у вигляді поперечно-кутової жорсткості $c_{\psi z}$ та поперечно-кутової деформативності $\varepsilon_{\psi z}$ введені згідно залежностей

$$\varepsilon_{\psi z} = \frac{\psi}{M_z}, \quad c_{\psi z} = \frac{M_z}{\psi}.$$

Розрахункове значення параметру кутової деформативності складає

$$\varepsilon_{\psi z} = 0.29 \text{ кутові хв./Н}\cdot\text{м} \quad (11)$$

Розрахункова лінійна залежність (10) із врахуванням (11) наведена у вигляді прямої лінії (рис. 5).

ψ , кутові хвилини

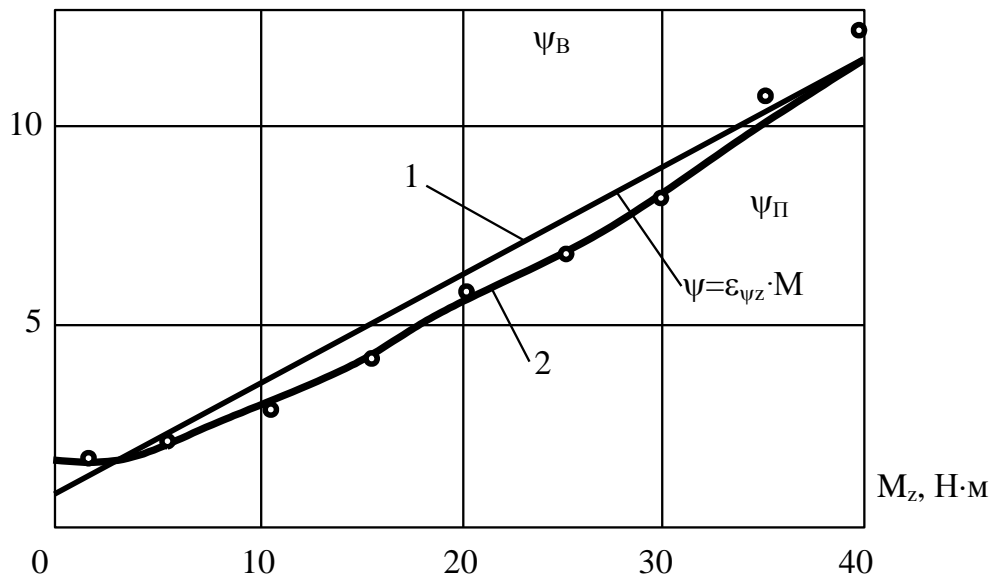


Рис. 5 – Порівняння розрахункової за формулою (10) (крива 1) та експериментальної (крива 2) залежностей кута повороту втулки від крутного моменту

Із аналізу експериментальних даних випливає, що характеристика кривої деформативності мастилопідводу є нелінійною. Однак для моментів більших ніж 15 Н·м дану характеристику можна наближено описати лінійною залежністю виду $\psi_a = \varepsilon_a \cdot \lambda_z$, де ε_b – експериментально визначена поперечно кутова деформативність мастилопідводу.

В результаті обробки експериментальних даних встановлено, що $\varepsilon_b \approx 0.32$ кутові хвилини/Н·м

Таким чином, розбіжність між розрахунковими і експериментальними даними складає

$$\delta = \frac{\varepsilon_{\dot{\gamma}} - \varepsilon_{\psi z}}{\varepsilon_n} = 9\%.$$

Це підтверджує достовірність теоретичного аналізу привода.

Висновки

1. Розроблений обертовий гідропривод затиску має раціональну систему сприйняття силових та моментних навантажень, які діють на обертову мастилопідводну втулку. При цьому забезпечується ліквідація зовнішніх витоків рідини та стабілізація термічного режиму роботи ущільнень

2. Розрахунковий взаємозв'язок крутного моменту і поперечно-кутового переміщення втулки відповідає лінійній залежності. Розрахунок відповідає експериментальним даним в діапазоні моментних навантажень 15..40 Н·м

3. Як напрямок подальших досліджень рекомендується дослідити термічні режими роботи окремих гідродинамічних підшипників та торцевих ущільнень.

Література: 1. Бушуев В.В. Гидростатическая смазка в станках. -М. Машиностроение, 1994. -196 с. 2. Злото Тадеуш. Нагруженность гидростатических опор аксиальных роторно-поршневых гидравлических машин // Промислова гідраліка і пневматика. Вип. 1 (3). – 2004. – С. 55-59. 3. Струтинський В.Б., Литвин О.В., Кравець О.М., Мохамед Саді Ельжарадат. Розробка та дослідження високообертового затискного гідроциліндра металорізального верстата // Вибрації в техніці і технологіях. – 2003, №3 (29). – С. 67-70. 4. Високообертовий затискний гідроциліндр. Струтинський В.Б., Литвин О.В., Гейчук В.М., Кравець О.М., Мохамед Саді Ельжарадат. Деклараційний патент на винахід №66631, МКВ В 23Q 3/06, опубл. Бюл. №5, 2004 р.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф., ДДМА

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛОВЫХ ФАКТОРОВ В ГИДРОДИНАМИЧЕСКИ РАЗГРУЖЕННОЙ МАСЛОПОДВОДНОЙ ВТУЛКЕ ВРАЩАЮЩИЙСЯ ГИДРОПРИВОДА ЗАЖИМА ТОКАРНОГО СТАНКА

Струтинский В.Б., Гуржий А.Н., Юрчишин О.Я.

Приведена оригинальная конструкция вращающегося гидропривода зажима станка, которая характеризуется надежным зажимом деталей и минимальными потерями рабочей жидкости. Проведены теоретические и экспериментальные исследования, показан их сравнительный анализ.

ВИЗНАЧЕННЯ СИЛОВИХ ФАКТОРІВ У ГІДРОДИНАМІЧНО РОЗВАНТАЖНІЙ МАСТИЛОПІДВОДНІЙ ВТУЛЦІ ОБЕРТОВОГО ГІДРОПРИВОДА ЗАТИСКУ ТОКАРНОГО ВЕРСТАТА

Струтинський В.Б., Гуржій А.М., Юрчишин О.Я.

Наведено оригінальна конструкція обертається гідроприводу затиску верстата, яка характеризується надійним затиском деталей і мінімальними втратами робочої рідини. Проведено теоретичні та експериментальні дослідження, показано їх порівняльний аналіз.

DEFINITION OF POWER FACTOR IN FLUID UNLOADED BUSH OIL SUPPLY ROTARY HYDRAULIC CLAMP LATHES

Strucinski V., Gourjii A., Yurchishin O.

The original construction of revolved hydrodrive of lathe clamp, characterized the reliable clamp of detail and minimum losses of working liquid is resulted. Theoretical and experimental researches are conducted, their comparative analysis is resulted.

Ключевые слова: силовые факторы, гидродинамика, рабочая жидкость, вращающийся гидропривод, токарный станок.

Ключові слова: силові фактори, гідродинаміка, робоча рідина, обертовий гідропривід, токарний верстат.

Key words: force factors, hydrodynamics, fluid, rotary hydraulic actuator, lathe.

Тимофеев Ю.В., Пермяков А.А., Захаров М.Н.

НТУУ «ХПИ», г. Харьков, Украина

ПРОБЛЕМЫ РЕИНЖИНИРИНГА СПЕЦИАЛЬНОГО МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ

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. Агрегатирование остается одним из эффективных и надежных принципов создания высокопроизводительного технологического оборудования, и не только специального. К технологическому металлорежущему оборудованию, создаваемому на основе принципа агрегатирования, в полной мере применимо определение "уникальное оборудование", поскольку практически каждая такая технологическая система не имеет полных аналогов. Уникальность такого оборудования, кроме того, определяется особенностью их объектов функционирования - практически неограниченной номенклатурой обрабатываемых деталей. Агрегатированные технологические системы механообработки (АТСМ) и агрегатные станки (АС) широко распространены в украинском машиностроении и машиностроении наиболее промышленно-развитых стран, составляя основу высокоорганизованных и наиболее эффективных производств.

При существовавшем подходе к созданию агрегатированного металлорежущего оборудования требуемая технологическая точность обеспечивалась выбранной последовательностью технологических переходов обработки каждой поверхности детали, обработка которой предусмотрена на станке, при обеспечении требуемой производительности. При этом первый этап проектирования - разработка технологической компоновки выполняется из условия минимизации количества позиций обработки (считается, что стоимость станка возрастает прямо пропорционально числу позиций). Второй этап проектирования - разработка конструкторской компоновки и этап конструирования оригинальных узлов и элементов станка (а также проекты дообработки унифицированных элементов) выполняются для реализации технологической компоновки и при этом производятся только самые необходимые кинематические и прочностные расчеты. Цикл изготовления агрегатного станка, включающий в себя этапы комплектации унифицированными элементами и дообработки некоторых из них в соответствии с конструкторской компоновкой, механической обработки деталей и сборки оригинальных узлов и элементов станка, сборки и отладки станка, также не учитывал особенностей создания станков, отвечающих разным требованиям точности.

Все сложности процессов проектирования и изготовления станка, имеющего в каждом случае оригинальное компоновочное решение, по обеспечению или повышению точности обработки "сбрасывались" на этап сборки. Для реализации такого подхода в процессе проектирования разрабатывалась конструкция так называемого монтажного шаблона, который устанавливается вместо приспособления на планшайбе поворотного-делительного стола и по которому осуществляется монтаж силовых агрегатов. Кроме этого, комплектация станка унифицированными элементами (в основном силовыми узлами, поворотным-делительным столом и корпусными деталями несущей системы) осуществлялась исходя из кинематических и нагрузочных характеристик, а также по возможностям монтажа этих элементов в компоновке каждой рабочей позиции и в компоновке станка без точностного анализа.

Все отмеченное приводило к существенному увеличению трудоемкости сборочного процесса агрегатированного металлорежущего оборудования и к непредсказуемости получения требуемого результата, особенно по мере возрастания требований к точности обработки на этих станках. В то же время, следует признать, что в настоящее время и в будущем предполагается устойчивое доминирование тенденции возрастания точности и комплексности обработки на многопозиционных агрегатных станках, так как, с одной стороны, заказчик будет все более настойчив в требованиях к дорогостоящему оборудованию, а с другой - у изготовителей убавится возможность отказываться от заказов, усложняющих процессы проектирования и

изготовления уникальных станков.

Требование повышения эффективности и снижения трудоемкости сборки многопозиционного агрегатированного металлорежущего оборудования приводит к необходимости разработки новых подходов к проектированию и изготовлению. Решение комплексной задачи повышения точности при одновременном снижении 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 АС решить ряд взаимосвязанных задач:

- на этапе проектирования конструкторской компоновки на основе моделирования пространственных размерных цепей заранее определять координатную увязку компоновочных элементов АС 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.

В процессе реализации предложенного подхода в первую очередь необходимо организовать итерационный и интерактивный процесс автоматизированного проектирования компоновки многопозиционного АС, основанный на разработанных математических моделях.

Проектирование технологической компоновки при реинжиниринге АС мало чем отличается от решения аналогичной задачи для впервые создаваемого станка. Отличие заключается в возможности и необходимости использования при реинжиниринге элементной базы существующего станка. По сути, на технологическое проектирование могут накладываться некоторые ограничения: предопределенное число позиций обработки при повторном использовании поворотного-делительного стола; габариты рабочего пространства станка; технологические параметры наладки силовых узлов при их повторном использовании и т.п. При проектировании технологической компоновки агрегатного станка решаются следующие задачи:

- разработка индивидуальных планов обработки отдельных поверхностей деталей;
- выбор схемы базирования и закрепления заготовок на станке;
- разработка предварительной схемы обработки заготовки;
- расчет режимов и силовых параметров процесса резания для разработанного варианта схемы обработки;
- оценка производительности и других качественных параметров технологической компоновки станка;
- корректировка (уточнение) технологической компоновки и режимов резания.

Документом, отражающим все параметры технологической компоновки, является инструментальная наладка станка. Результаты выполнения этого этапа служат исходными данными для всего дальнейшего процесса проектирования АС.

При разработке конструкторской компоновки станка выбирается окончательно положение обрабатываемой детали в пространстве. Пространственное положение детали (при неизменной схеме базирования заготовки) определяет соответствующее расположение силовых агрегатов и, следовательно, размеры станка.

После определения положения силовых агрегатов выбираются станина и другие корпусные детали (стойки, подкладки, кронштейны), обеспечивающие это положение. Затем выбирается положение на станине других узлов станка, и компоновка оформляется в виде чертежа общего вида станка. Окончательно компоновка агрегатного станка оформляется в виде сборочного чертежа лишь после проработки всех остальных узлов и систем (управления станком, охлаждения и т.п.), после чего составляется спецификация на станок. Общая последовательность реинжиниринга многопозиционных АС представлена на рис.1.



Рис. 1– Общая последовательность реинжиниринга АТСМ

Рейнжининг спеціального металлорежущого обладнання став для многих машиностроительных предприятий актуальной задачей. Так, например, перекомпоновка агрегатных станков на выпуск новой продукции была обоснована производственной необходимостью ГП ХМЗ «ФЭД». Специальные АС участка товаров народного потребления (рис.2), выпускавшие детали гидроарматуры, в течении длительного времени не использовались по причине отсутствия у завода необходимости в программе выпуска данной продукции. В то же время завод производил выпуск изделий по заказу железной дороги, испытывая трудности, связанные с недостаточной производительностью поточных линий, оснащенных универсальными станками. Так, обработка детали «Корпус» (рис.3) выполнялся по базовой технологии на поточной линии из 20 станков, пропускная способность которой с большим трудом обеспечивала заданную программу выпуска. Было принято решение о реинжининге АС и их возможной переналадке на выпуск детали «Корпус».

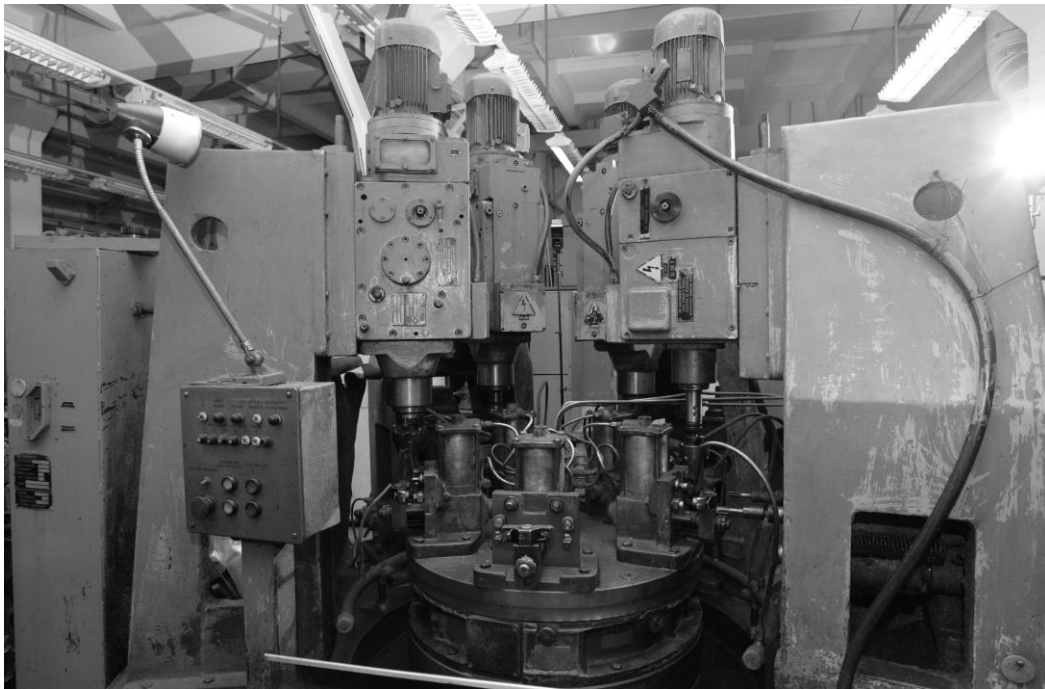


Рис. 2 - Агрегатные станки вертикальной и горизонтальной компоновок

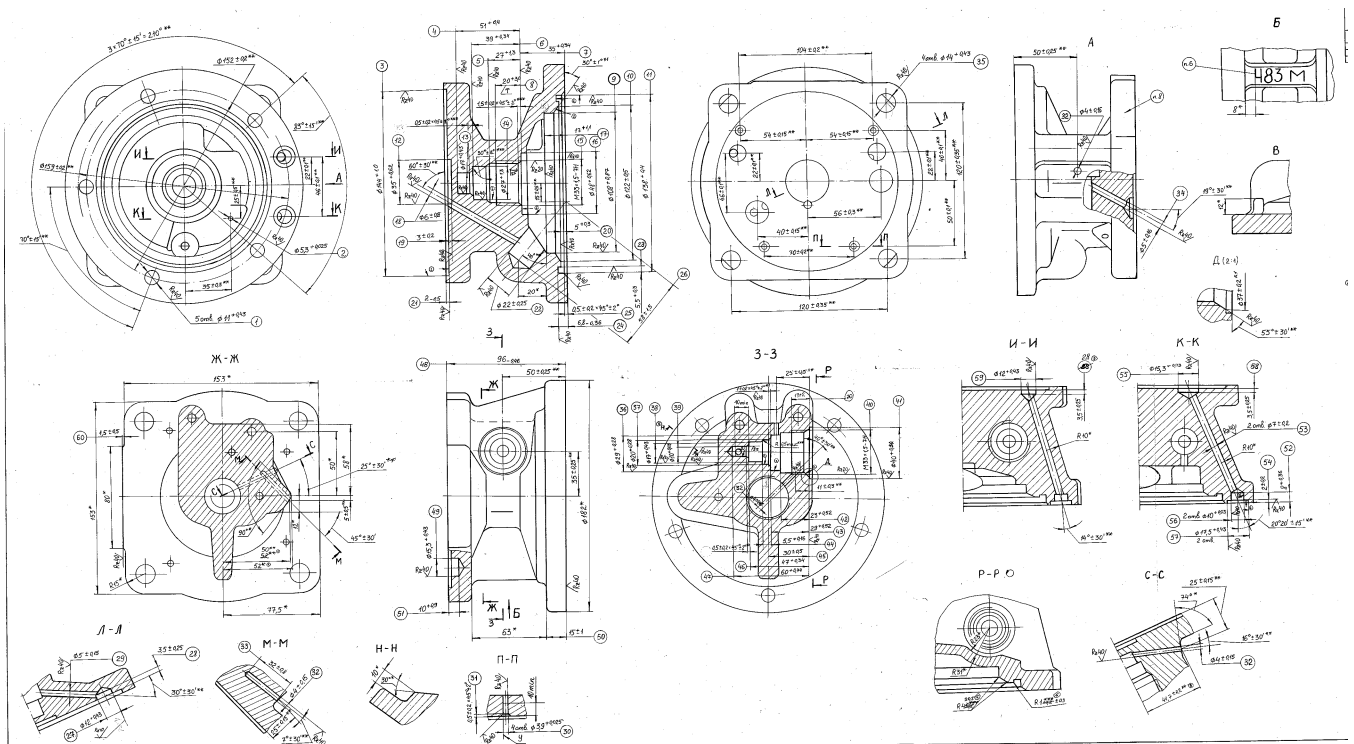


Рис. 3 – Деталь «Корпус»

Исходя из требований точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей назначены следующий набор технологических переходов для всех групп поверхностей (табл. 1). Таким образом, необходимо выполнить 26 различных технологических переходов, переходы 2-3; 5-7; 11-12; 14-16; и 17-19 могут выполняться комбинированным инструментом.

Предварительный вариант технологической компоновки станка определен путем группирования намеченных технологических переходов, т.е. распределения их по инструментальным шпинделям, силовым агрегатам, рабочим позициям. Структура комплексной технологической компоновки станка приведена в таблице 2, а схема компоновки (инструментальные наладки) станков, подвергшихся реинжинирингу на рис.3-5.

В разработанном варианте компоновки два станка имеют 5 рабочих позиций и один 6, два станка с пятью рабочими позициями имеют только горизонтальные агрегаты, на станке с шестью рабочими позициями будут присутствовать и вертикальные агрегаты на позициях 1,3 и 6. Общее число инструментов (и, соответственно, шпинделей для их установки) равно 19. При коэффициенте технического использования расчетная производительность станков не менее 35 дет/час.

Для снижения трудоемкости сборочных операций в первую очередь необходима коррекция существующего подхода за счет введения комплекса расчетных процедур определения положений компонуемых элементов в координатной системе АС. Как показал анализ существующего технологического процесса сборки агрегатных станков, операции обработки крепежных отверстий станины под подкладки, стойки и поворотный-делительный стол можно осуществлять непосредственно в механическом цехе, где производится обработка горловины и поверхности станины под монтаж узлов. Однако необходимо определить координаты этих отверстий таким образом, чтобы обеспечивалась требуемая точность взаимного расположения силовых узлов и объекта обработки. Кроме того, решая задачу обеспечения требуемой точности обработки, необходимо учитывать наличие взаимосвязанных позиций обработки, в которых выполняется последовательная обработка одной и той же поверхности или группы соосных поверхностей с соблюдением принципа технологической наследственности.

Обработка отверстий для монтажа элементов и систем агрегатного станка, непосредственно не участвующих в формировании параметров точности и качества объекта

обработки, особых затруднений не вызывает, так как допуск на установку этих элементов достаточно большой. Гораздо сложнее получить точно отверстия для базирования силовых агрегатов на станине и установочно-зажимного приспособления на планшайбе поворотного делительного стола. Обеспечение точности взаимного положения отверстий для базирования силового агрегата и установочно-зажимного приспособления связано, в первую очередь, с точностью координатной увязки детали, закрепленной в установочно-зажимном приспособлении и оснащенного силового агрегата на соответствующей позиции. Суть координатной увязки состоит в том, что необходимо определить точное взаимное положение двух компоуемых узлов, смонтированных на неподвижном (станина) и подвижном (планшайба) элементах станка (рис.7).

Таблица 1

Маршрут обработки поверхностей детали

№ п/п	Наименование перехода	Диаметр обработки, мм	Глубина резания, мм	Длина обработки, мм	Квалитет	RZ, мкм
1	Сверление 5отв.	11	5,5	15	14	80
2	Сверление	14	7	51	14	80
3	Рассверливание	24	5	39	14	80
4	Сверление	22	11	30	14	80
5	Зенкерование	17	1,5	12	12	40
6	Зенкерование	27	1,5	39	12	40
7	Зенкерование	31,5	2,25	27	12	40
8	Резьбонарезание	33	1,5	20	8	40
9	Сверление	4	2	50	14	80
10	Сверление	28	14	30	14	80
11	Сверление	9	4,5	30	14	80
12	Рассверливание	16	3,5	22	7	80
13	Зенкерование	5,1	0,55	50	12	40
14	Зенкерование	9,7	0,35	30	12	40
15	Зенкерование	17	0,5	17	12	40
16	Зенкерование	20	1,5	5,5	12	40
17	Зенкерование	29	0,5	32	12	40
18	Зенкерование	31,5	1,25	25	12	40
19	Зенкерование	40	4,25	5	12	40
20	Резьбонарезание	33	1,5	13	8	40
21	Развертывание	5,3	0,1	45	7	20
22	Развертывание	10	0,15	12	7	20
23	Сверление	12	6	3,5	14	80
24	Сверление	14	7	18	14	80
25	Сверление	15,3	7,65	3,5	14	80
26	Сверление	15,3	7,65	10	14	80
27	Сверление	4	2	10	14	80

Структура комплексной технологической компоновки агрегатного станка

Номер			Технологический переход
Агрегата	Инструмента	Шпинделя	
1	1	1	Сверление 5 отв. Ø11
2	1	2	Сверление отв. Ø14 и рассверливание отв. Ø24
3	1	3	Сверление отв. Ø22
4	1	4	Зенкерование отв. Ø17, отв. Ø27, отв. Ø31,5
5	1	5	Резьбонарезание М33
6	1	6	Глубокое сверление отв. Ø4
7	1	7	Сверление отв. Ø28
8	1	8	Сверление отв. Ø9, рассверливание отв. Ø16
9	1	9	Зенкерование отв. Ø5,1
10	1	10	Зенкерование отв. Ø9,7, отв. Ø17, отв. Ø20
11	1	11	Зенкерование отв. Ø29, отв. Ø31,5, отв. Ø40
12	1	12	Резьбонарезание М33
13	1	13	Развертывание отв. Ø5,3
14	1	14	Развертывание отв. Ø10
15	1	15	Сверление 2 отв. Ø12
16	1	16	Сверление 4 отв. Ø14
17	1	17	Сверление отв. Ø15,3
18	1	18	Сверление отв. Ø15,3
19	1	19	Сверление 4 отв. Ø4

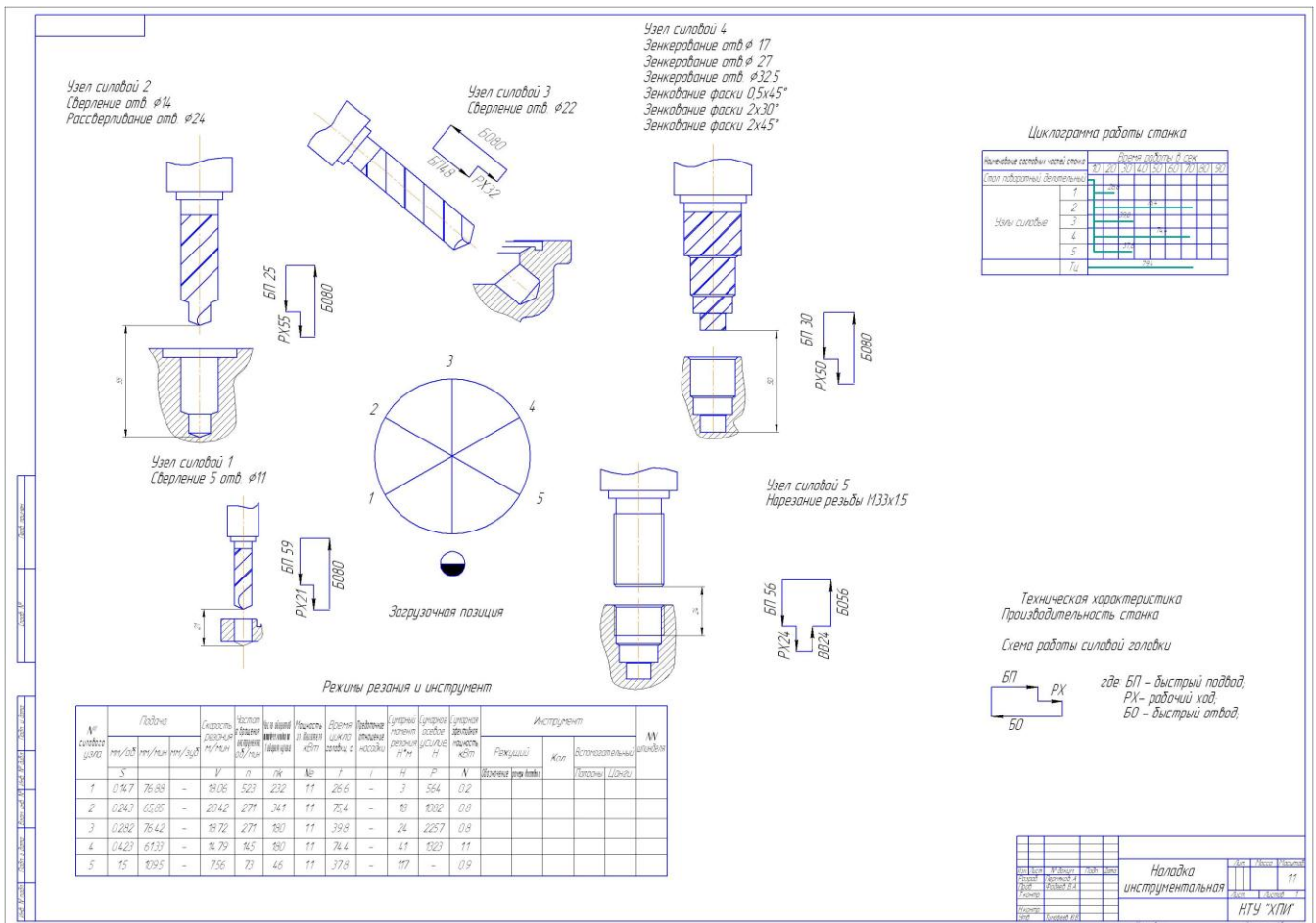


Рис. 4 – Наладка инструментальная первого АС

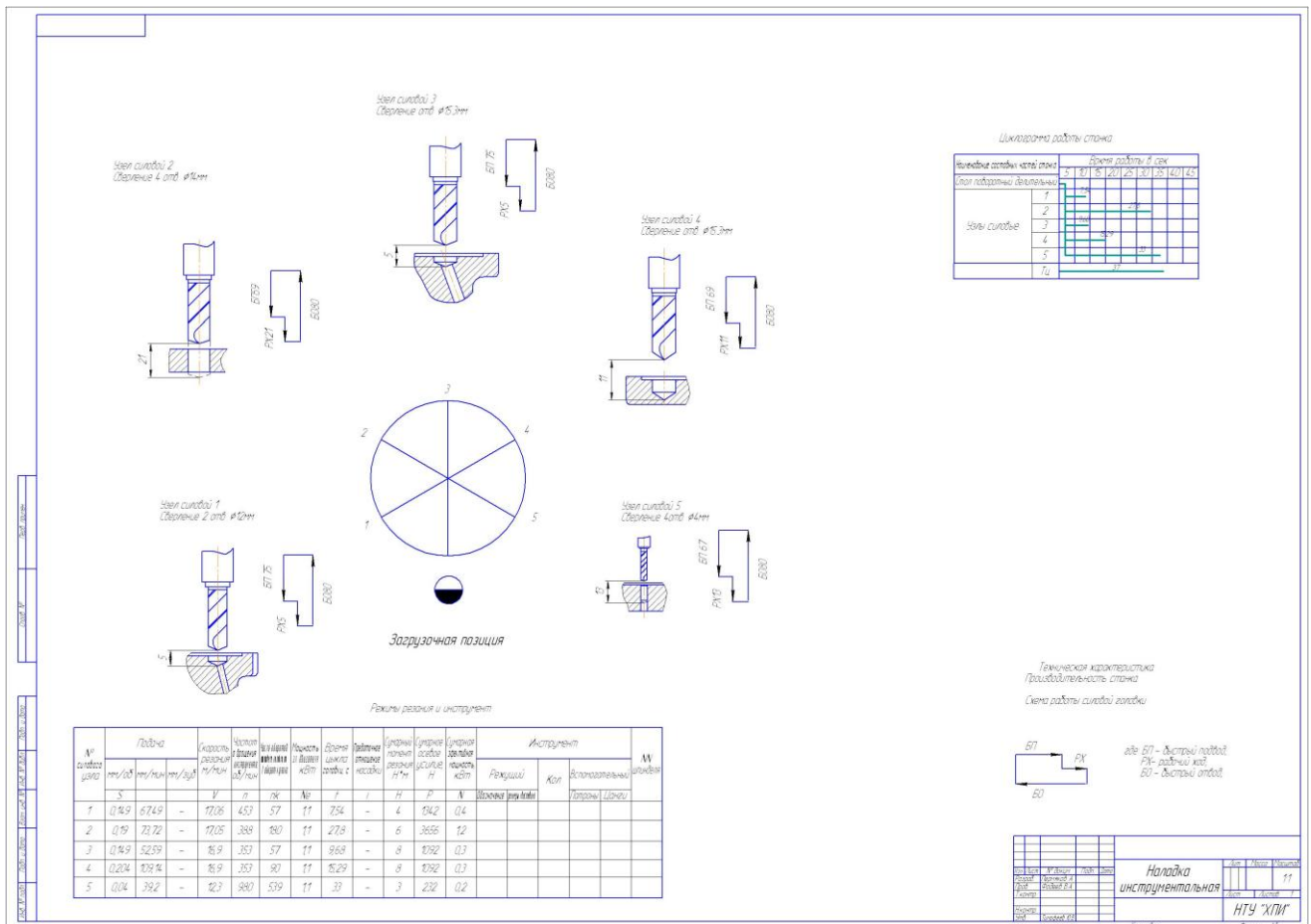


Рис. 5 - Наладка инструментальная второго АС

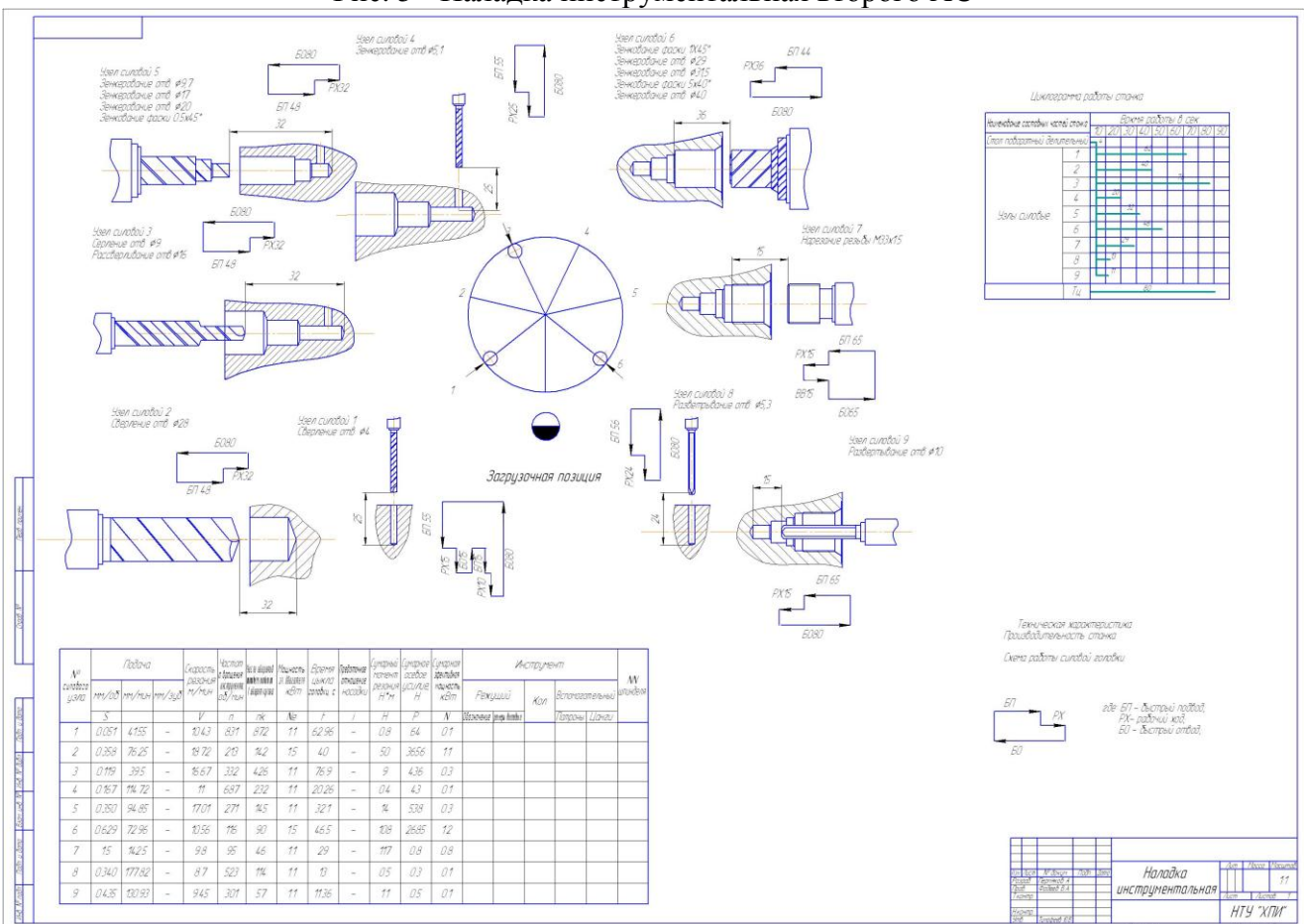


Рис. 6 - Наладка инструментальная третьего АС

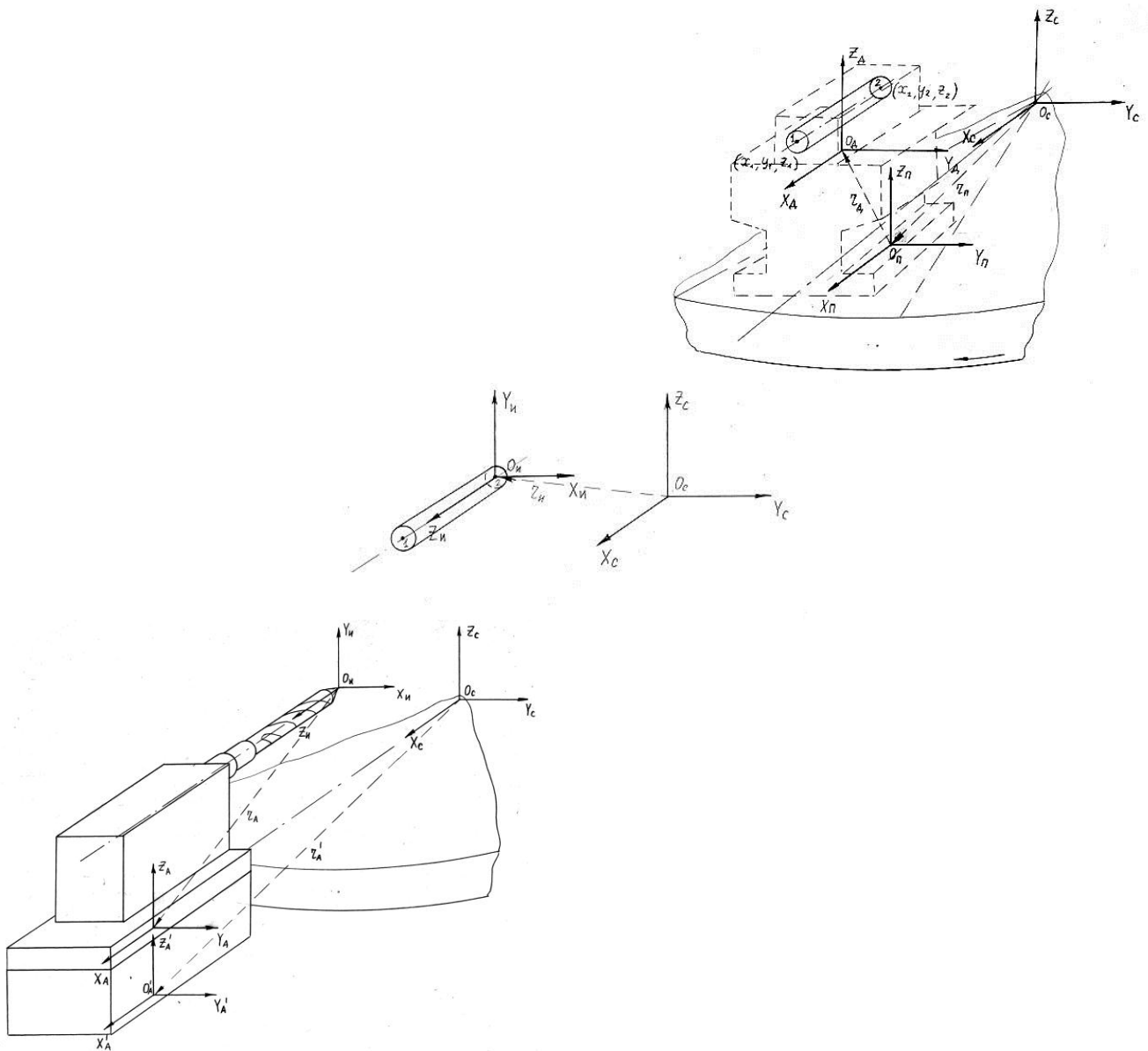


Рис. 7 - Координатная увязка оснащенного силового агрегата и установочно-зажимного приспособления

Для исключения или минимизации пригоночных работ при монтаже позиций обработки при реализации предлагаемого метода преобразования систем координат и определения взаимного пространственного положения компокуемых элементов АС появляется реальная возможность предварительного расчета размеров с последующей разметкой станины под монтаж силовых агрегатов. Разработана методика расчета точности агрегатного станка, построенная на анализе пространственной схемы расположения сборочных узлов и точности изготовления и взаимного расположения отдельных монтируемых элементов.

В целом предлагаемые методы синтеза компоновок агрегатированного технологического оборудования в совокупности с методами расчета точности размеров монтируемых элементов и сборки позиций обработки обеспечивают требуемую геометрическую точность агрегатных станков, подвергаемые реинжинирингу.

Литература: 1. Ю.В.Тимофеев, В.Д. Хицан, М.С. Васерман, В.В. Громов. Агрегатные станки средних и малых размеров. – М.:Машиностроение, 1985. – 248 с.

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

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.

ПРОБЛЕМЫ РЕИНЖИНИРИНГА СПЕЦИАЛЬНОГО МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО
ОБОРУДОВАНИЯ

Тимофеев Ю.В., Пермяков А.А., Захаров М.Н.

В статье рассмотрены особенности реинжиниринга специальных агрегатных станков при смене объектов обработки с целью обеспечения высокой производительности и точности обработки при снижении общей трудоемкости перекомпоновки и сборки.

ПРОБЛЕМИ РЕЇНЖІНІРІНГА СПЕЦІАЛЬНОГО МЕТАЛОРІЗУЮЧОГО
УСТАТКУВАННЯ

Тимофеев Ю.В., Пермяков А.А., Захаров М.Н.

У статті розглянуті особливості реінжинірингу спеціальних агрегатних верстатів при зміні об'єктів виробництва з метою забезпечення високої продуктивності і точності обробки при зниженні загальної трудоемкості перекомпоновання та складання.

PROBLEMS OF REINZHINIRINGA OF THE SPECIAL METAL-CUTTING EQUIPMENT

Timofeev Y.V., Permyakov A.A., Zakharov M.N.

The article describes the features of reengineering special modular machine tools by changing processing facilities to ensure high productivity and processing accuracy while reducing the overall complexity of repackaging and assembly.

Ключевые слова: Агрегатный станок, производительность, трудоемкость, сборка, обработка.

Ключові слова: Агрегатний верстат, продуктивність, трудомісткість, збірка, обробка.

Key words: Aggregate machine-tool, productivity, labour intensiveness, assembling, treatment.

УДК 621.9

Мельник М.С., Клочко А.А.
ДГМА, Краматорск, Україна

СИНТЕЗ КИНЕМАТИКИ УНИВЕРСАЛЬНОГО ЗУБОРЕЗНОГО СТАНКА

Введение

Зубчатые передачи различных типов являются одним из наиболее употребляемых видов механических передач в современном машиностроении. Зубья зубчатых колес ограничены сложными криволинейными поверхностями, чаще всего эвольвентного профиля. Эти поверхности в процессе лезвийной обработки могут быть получены только методами копирования или обката. Второй обеспечивает более высокую точность и универсальность, но требует применения сложного специализированного станочного оборудования. Таким образом, вопрос обработки зубьев зубчатых колес представляется в настоящее время достаточно актуальным.

Анализ текущего состояния вопроса и постановка проблемы

В настоящее время известно несколько способов нарезания зубьев зубчатых колес. Их можно разделить, во первых, по методам формообразования, точнее по методу получения криволинейной образующей зуба, это вышеназванные методы копирования и обката, а во вторых по виду применяемого инструмента: фрезы, резцы, долбяки, шлифовальные круги и т.п. Метод копирования заключается в обработке впадины зубчатого колеса инструментом, который имеет профиль эвольвенты с соответствующими параметрами. Основными недостатками этого метода является сложность режущего инструмента, низкая точность обработки и особенно низкая универсальность. Так одной дисковой модульной фрезой можно обрабатывать зубья колес только одного модуля и только в небольшом диапазоне чисел зубьев. Для обработки колес с $Z = 12 \dots 100$ необходимо иметь комплект из $9 \dots 27$ фрез. Однако при этом обработку можно проводить на распространенных универсальных станках с использованием делительных приспособлений, что важно в условиях единичного и мелкосерийного производства. Наиболее распространенные зуборезные инструменты, работающие по методу копирования: дисковые и пальцевые модульные фрезы, фасонные резцы и фасонные шлифовальные круги.

Метод обката заключается в имитации работы зубчатого зацепления при нарезании колеса и обеспечивает более высокую точность обработки и универсальность инструмента в отношении чисел зубьев нарезаемого колеса. Одним инструментом могут быть обработаны колеса одного модуля практически с любым числом зубьев. Но его недостатком является необходимость применения специализированных станков со сложной кинематикой, а также сложность конструкции инструмента и его высокая стоимость. В качестве инструментов для нарезания зубьев по методу обката применяются: червячные модульные фрезы, модульные долбяки, модульные резцы, тарельчатые и червячные шлифовальные круги. Общей особенностью этих инструментов является то, что они имеют прямолинейные режущие кромки (кроме модульных долбяков), что значительно упрощает процесс их изготовления по сравнению с фасонным инструментом, обеспечивает высокую точность обработки, и независимость конструкции инструмента от числа зубьев нарезаемого колеса. Но несмотря на это такие распространенные зуборезные инструменты как червячные модульные фрезы и модульные долбяки все же являются конструктивно весьма сложными и дорогостоящими.

Цель работы

Целью данной работы является разработка способа нарезания зубьев зубчатых колес, в котором применялся бы простой по конструкции и при этом достаточно универсальный режущий инструмент.

Основная часть

Из перечисленных инструментов, работающих по методу обката, наиболее простую форму имеют тарельчатые шлифовальные круги, используемые при чистовой обработке эвольвентных поверхностей зубьев по методу обката. Кинематика формообразующих движений этого процесса послужила основой для предлагаемого метода. В этом методе в качестве режущего инструмента могут быть использованы такие универсальные инструменты как дисковые и пальцевые фасонные (угловые) фрезы, используемые для нарезания впадин на зубчатых рейках. Кроме того возможно применение специальных торцовых фрез с длинными режущими кромками, расположенными в торцевой плоскости корпуса фрезы. Однако последний инструмент в силу низкой жесткости тонкого корпуса фрезы и инструментальных оправок можно рекомендовать только для чистовых операций, тем более что такая схема только лишь с точки зрения геометрии обеспечивает наилучшую плавность боковой поверхности зубьев. Кинематика формообразующих движений при нарезании прямозубых цилиндрических колес с использованием перечисленных инструментов представлена на рисунках 1 – 3.

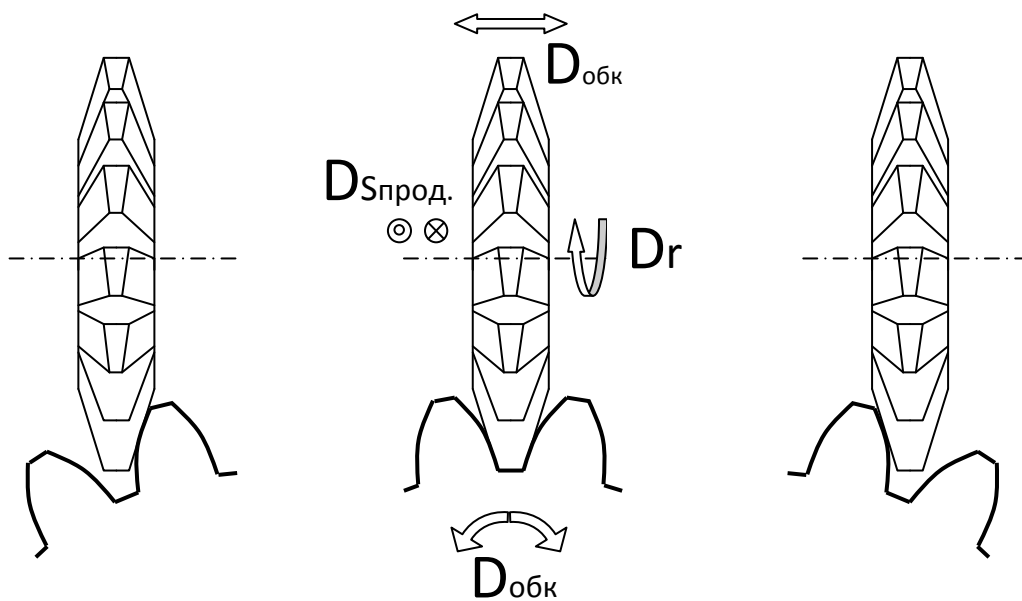


Рис. 1 – Кинематика формообразующих движений при нарезании прямозубых цилиндрических колес дисковой реечной фрезой

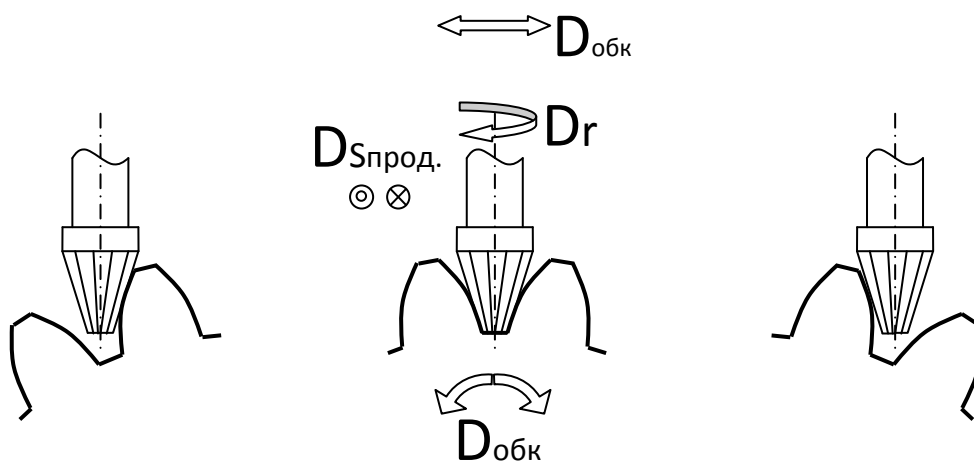


Рис. 2 – Кинематика формообразующих движений при нарезании прямозубых цилиндрических колес пальцевой реечной фрезой

Сравним предложенный способ с традиционным зубофрезерованием червячными модульными фрезами. Преимущества метода:

- 1) простота конструкции и низкая стоимость режущего инструмента;
- 2) простота регулирования величины смещения исходного контура и толщины зуба нарезаемого колеса (толщину зуба можно регулировать путем обработки разных сторон впадины по очереди за счет осевого смещения фрезы при переходе к обработке второй стороны);
- 3) возможность обрабатывать колеса различных видов: для дисковых фрез – цилиндрические прямозубые и косозубые, а также конические прямозубые, а для концевых фрез дополнительно имеется возможность обработки цилиндрических и конических колес с криволинейным в т.ч. с круговым зубом;
- 4) при использовании фрез с увеличенной длиной боковых режущих кромок появляется возможность одной фрезой обрабатывать колеса в некотором диапазоне модулей.

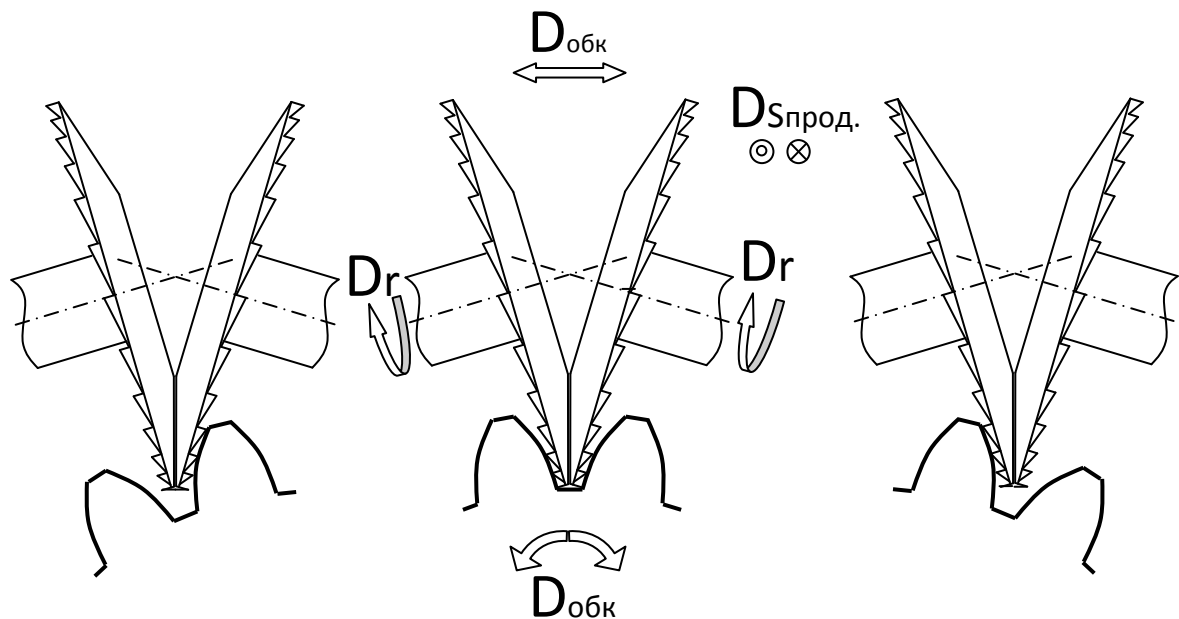


Рис. 3 – Кинематика формообразующих движений при нарезании прямозубых цилиндрических колес парой специальных торцовых фрез

Четвертое преимущество требует пояснения. Если на дисковой или пальцевой реечной фрезе, геометрия которой рассчитана на определенный модуль, увеличить длину боковых режущих кромок, то такой фрезой можно поочередно обрабатывать правую и левую поверхность впадины на колесах больших модулей. Это снижает производительность обработки, но повышает универсальность инструмента, и следовательно снижает затраты на инструментальное хозяйство. Суть данного предложения иллюстрирует рисунок 4.

К недостаткам предлагаемого способа следует отнести:

- 1) пониженную производительность вследствие меньшего количества режущих кромок инструмента одновременно участвующих в процессе резания;
- 2) по этой же причине режущий инструмент при прочих равных условиях будет иметь меньшую стойкость;
- 3) неравномерное распределении износа режущего инструмента по окружности нарезаемого колеса вследствие цикличности способа, хотя этот недостаток устраним путем модификации цикла работы станка;

- 4) невозможность реализации способа на универсальных станках и необходимость применения специализированных станков с кинематикой подобной кинематике зубошлифовальных станков работающих по методу обката.

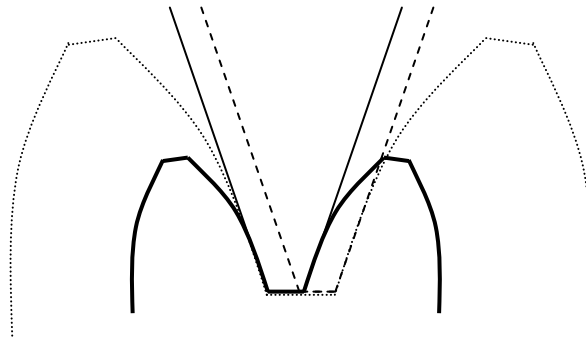


Рис. 4 – Схема поясняющая возможность обработки одной фрезой зубчатых колес различных модулей

Учитывая приведенную характеристику (низкая производительность, высокая универсальность оборудования и малые затраты на инструментальное хозяйство) данный способ может оказаться востребованным в условиях единичного и мелкосерийного производства, а также в ремонтных хозяйствах. В отношении четвертого недостатка следует заметить, что в принципе предложенный способ можно реализовать на современных пятикоординатных многооперационных станках с ЧПУ, однако учитывая их стоимость и эксплуатационные затраты такое решение будет экономически нецелесообразно.

Таким образом, имеет смысл разработать универсальный зуборезный станок, работающий по предложенному способу. Применение при этом системы ЧПУ позволяет в несколько раз упростить кинематику станка и соответственно удешевить станок и повысить его надежность. При этом сложные кинематические связи реализуются программным путем. От такой системы управления не требуется сложных универсальных режимов программирования обработки, отладки программы и визуализации обработки, а нужно лишь простое меню для выбора типа нарезаемого колеса, ввода его параметров и режимов резания, а также для привязки координат режущего инструмента и заготовки. Следовательно, система управления может быть специализированной, а значит, может быть реализована на базе более простой вычислительной системы, чем те которые применяются в современных пятикоординатных системах ЧПУ.

На рисунке 5 приведен вариант компоновки универсального зуборезного станка, работающего по предложенному способу и использующего в качестве режущего инструмента дисковую речную фрезу.

Приведем основные уравнения кинематического баланса при нарезании колес различных видов, которые должны реализовываться системой управления. Во всех случаях главное движение резания – это вращение фрезы. Это движение не требует согласования с остальными, и поэтому его параметры определяются только режимами резания. При нарезании прямозубых цилиндрических колес оси А и В устанавливаются в нулевое положение (когда ось заготовки параллельна оси Z, а ось фрезы параллельна оси X). По оси Z выполняется движение подачи вдоль линии зуба, которое также определяется только режимами резания. По оси Y выполняется установка вершин инструмента на диаметр впадин нарезаемого колеса и далее в процессе обработки эта ось остается неподвижной.

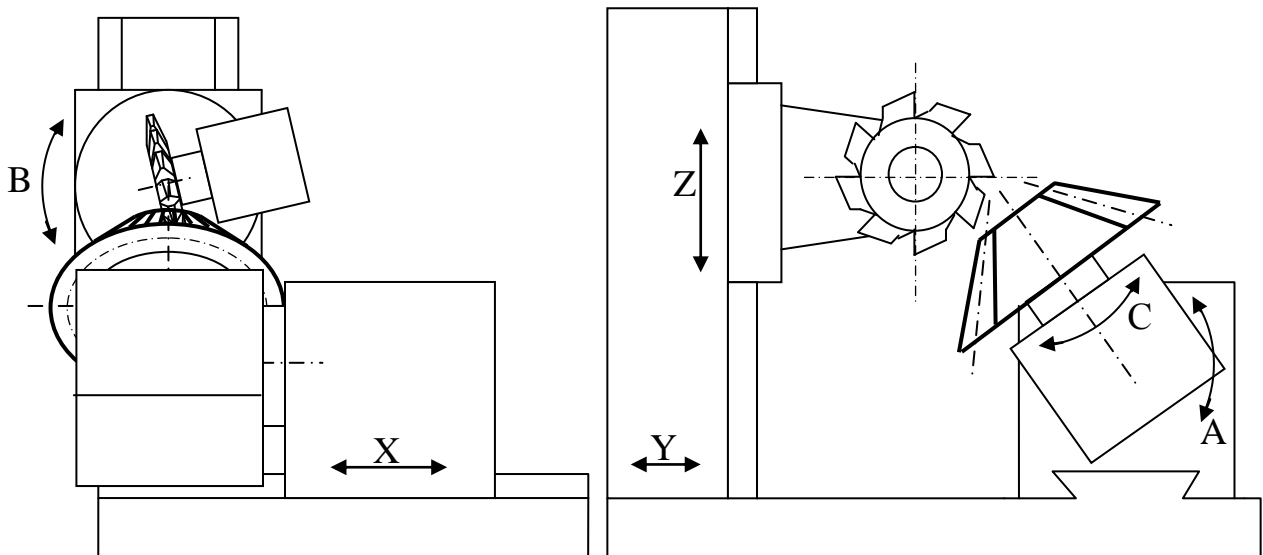


Рис. 5 – Вариант компоновки универсального зуборезного станка.

Движение обката реализуется согласованием движений по осям X и C согласно уравнению:

$$X = \pi \cdot m \cdot z \cdot \frac{C}{360^\circ}$$

где m – модуль нарезаемого колеса, z – число зубьев нарезаемого колеса. При этом ось C используется также и для движения деления, которое производится периодически на угловой шаг зубьев после обработки очередной впадины.

При обработке косозубых цилиндрических колес к перечисленным формообразующим движениям добавляется движение по винтовой линии зуба, которое обеспечивается согласованием осей Z и C. Кроме того, по оси B выполняется поворот фрезы на угол подъема винтовой линии зуба. Ось C должна быть ведомой по отношению к осям X и Y согласно выражению:

$$C = 360^\circ \cdot \left(\frac{X}{\pi \cdot m \cdot z} + \frac{Z}{h} \right)$$

где h – шаг винтовой линии зубьев.

Для нарезания прямозубых конических колес ось A поворачивается на половину угла делительного конуса нарезаемого колеса, а в движении обката участвуют оси Z, X, B и C. При этом движение подачи вдоль линии зуба реализуется осями Z, X, B и должно быть подчинено выражениям:

$$Z = Z_0(1 - \cos B)$$

$$X = Z_0 \sin B$$

где Z_0 – расстояние от вершины делительного конуса нарезаемого колеса до оси фрезы при $B = 0$, которое равномерно увеличивается со скоростью подачи. Собственно движение обката выполняется осями B и C согласно уравнению:

$$C = B \frac{180^\circ}{\varphi}$$

где φ – угол делительного конуса нарезаемого колеса. Ось Y в этом режиме должна быть согласована с осью Z таким образом, чтобы по мере опускания фреза двигалась бы по образующей конуса впадин нарезаемого колеса, т.е. согласно уравнению:

$$Y = Z_0 \cdot \operatorname{tg} \left(\frac{\varphi - \varphi'}{2} \right)$$

где φ' – угол конуса впадин нарезаемого колеса.

Выводы

Предложенный способ нарезания зубчатых колес по сути является одним из вариантов реализации метода обката. Для получения полной характеристики предложенного способа и компоновки станка необходимо решить следующие задачи:

- 1) оценить производительность процесса и сравнить ее с традиционными способами нарезания зубьев;
- 2) получить математические зависимости для оценки точности профиля зубьев и волнистости обработанной поверхности в зависимости от режимов резания и варианта цикла работы станка;
- 3) проанализировать возможные варианты циклов работы станка и выбрать оптимальные с точки зрения производительности и точности обработки
- 4) оценить возможность нарезания червячных колес;
- 5) проработать варианты компоновок станка и выполнить их сравнительный анализ;
- 6) разработать необходимые математические модели.

Литература: 1. Металлорежущие станки / под ред. В.Э. Пуша. – М. : Машиностроение, 1986. – 575 с. 2. Металлорежущие станки и автоматы. / под ред. А.С. Проникова. – М. : Машиностроение, 1987. – 476 с. 3. Иноземцев Г. Г. Проектирование металлорежущих инструментов [учебное пособие] / Г. Г. Иноземцев. – М. : Машиностроение, 1984. – 272 с.

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

СИНТЕЗ КИНЕМАТИКИ УНИВЕРСАЛЬНОГО ЗУБОРІЗНОГО ВЕРСТАТА

Мельник М.С.

Проведено критичний аналіз основних способів нарізання зубчастих коліс з евольвентним зачепленням. Запропоновано альтернативний варіант реалізації методу обкату зі спрощенням конструкції інструменту. Запропоновано варіант компонування універсального зуборізного верстата та основні кінематичні залежності для нього.

СИНТЕЗ КИНЕМАТИКИ УНИВЕРСАЛЬНОГО ЗУБОРЕЗНОГО СТАНКА

Мельник М.С.

Проведен критический анализ основных способов нарезания зубчатых колес с эвольвентным зацеплением. Предложен альтернативный вариант реализации метода обката с упрощением конструкции инструмента. Предложен вариант компоновки универсального зуборезного станка и основные кинематические зависимости для него.

SYNTHESIS OF KINEMATICS OF UNIVERSAL ZUBOREZNOGO MACHINE-TOOL

Mel'nik M.S.

It Is Organized critical analysis of the main ways thread tooth travell about with evolventary by grapping. It Is Offered alternative variant to realization of the method roll out with simplification of the designs of the instrument. The Offered variant of the arrangement universal tooth thread tool and main kinematik to dependencies for it.

Ключевые слова: Анализ, зубчатое колесо, эвольвента, зацепление, обкат, кинематика.

Ключові слова: Аналіз, зубчасте колесо, евольвента, зачеплення, обкат, кінематика..

Key words: Analysis, gear-wheel, evol'venta, hooking, obkat, kinematics.

РОЗДІЛ 3 ТЕХНОЛОГІЯ МАШИНОБУДУВАННЯ

УДК 621.833:621.914.5

Тимофеев Ю.В., Мироненко Е.В., Клочко А.А., Шаповалов В.Ф.
ДГМА, Краматорск, Украина

ТЕХНОЛОГИЯ ЗУБООБРАБОТКИ ЗАКАЛЕННЫХ КОЛЕС ЧЕРВЯЧНЫМИ ФРЕЗАМИ С НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫМИ ПОВОРОТНЫМИ ПЛАСТИНКАМИ И ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ РОЛИКАМИ

Технологические особенности зубообработки закаленных колес базируются как на обеспечении точности обработки, высокой производительности, так и обеспечении повышения стойкости инструмента и улучшения условий эксплуатации. Для решения технологических условий повышения стойкости формообразующего инструмента разработана конструкция червячных фрез $m=10\div 16$ мм со вставными зубчатыми рейками (рис. 1), несущими поворотные неперетачиваемые твердосплавные пластинки 4^x – гр. формы.

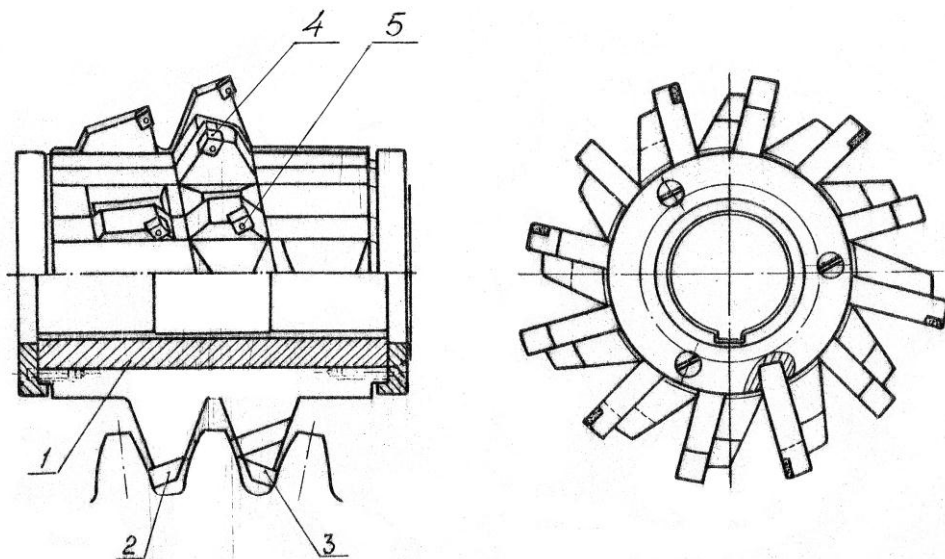


Рис. 1 – Твердосплавная фреза со вставными рейками, оснащенная неперетачиваемыми поворотными пластинками.

Фреза состоит из корпуса 1, в котором размещены конические зубчатые рейки 2 и 3, образующие конусов которых направлены в противоположные стороны. На вершинах зубчатых реек в квадратных гнездах размещены 4^x – гр. твердосплавные пластинки 4, закрепляемые эксцентриковыми винтами 5.

Возможность многократного поворота пластинок по мере износа, а также отсутствие в них внутренних напряжений по сравнению с паянными обеспечивают инструменту более высокую суммарную размерную стойкость. Фреза обеспечивает двухстороннее резание, т.е. одновременно обрабатывает обе боковые поверхности зубьев колеса за один проход. Вместе с тем рассмотренная выше конструкция реечных фрез имеет недостаток, заключающийся в необходимости фрезерования достаточно глубоких (60-100 мм) и узких (16-25 мм) пазов. При этом трудно обеспечить хорошее прилегание тыльных частей реек к корпусу без применения операции шлифования. Кроме того, изготовление зубчатых реек является также трудоемким процессом.

Отмеченные недостатки можно устранить, если фрезу выполнить цельной с коническими винтовыми выступами. В корпусе предлагаемой фрезы 1 (рис. 2) выполнены винтовые выступы 2 и 3, лежащие на разно направленных образующих конических поверхностей. На вершинах выступов в квадратных гнездах расположены твердосплавные пластинки 4 с подкладками 5. Крепление пластинок 4 осуществляется с помощью эксцентриковых винтов 6.

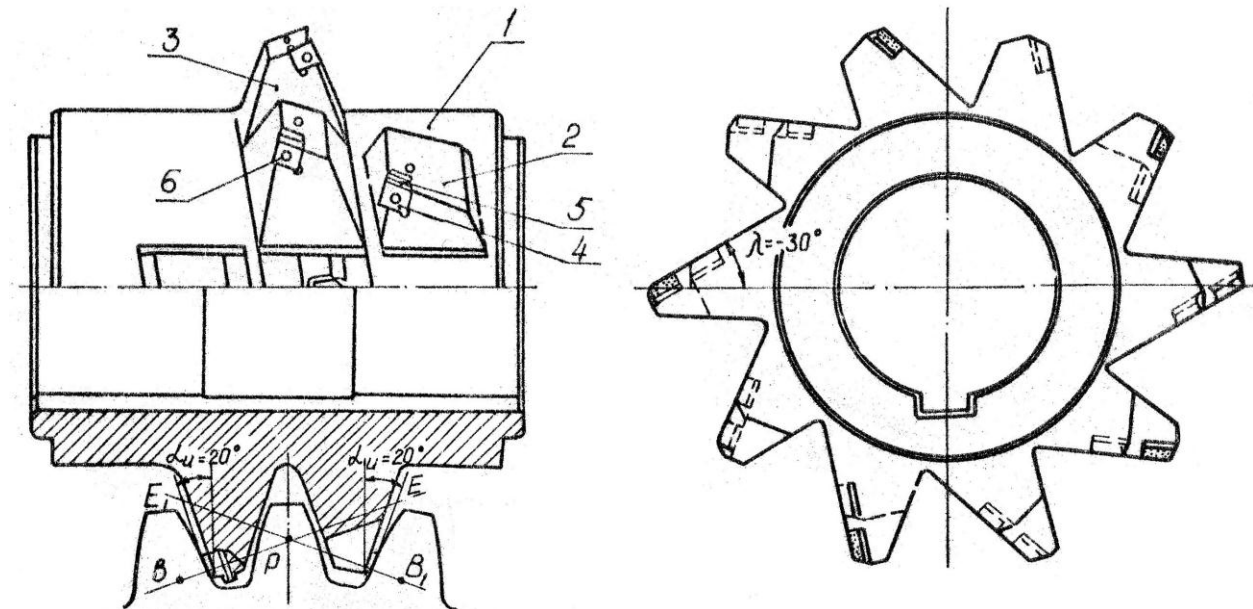


Рис. 2 – Червячная фреза с коническими зубчатыми выступами

Твердосплавные режущие пластинки расположены с отрицательным углом наклона $\lambda = -30^\circ$, что обеспечивает инструменту условия косоугольного резания – уменьшаются силы резания, повышается плавность работы фрезы, особенно в момент врезания в заготовку.

В связи с тем, что режущие кромки инструмента расположены под отрицательным углом наклона $\lambda = -30^\circ$, профильный угол зубьев фрезы будет отличаться от стандартного $\alpha = 20^\circ$, и инструмент требует особого профилирования [1].

Более перспективную конструкцию, по сравнению с показанными на рисунках 1 и 2, имеют фрезы одностороннего (рис. 3) и двустороннего (рис. 4) резания, состоящие из 2-х одновитковых частей 1 и 2, соединяемых стяжными пасованными болтами 3. Разъемная конструкция является технологичной и позволяет выполнить фрезерование четырехгранных гнезд под твердосплавные поворотные пластинки, которые закрепляются в гнездах эксцентриковыми винтами. Твердосплавные режущие элементы размещены только по линиям станочного зацепления инструмента и заготовки, что делает такую фрезу более экономичной по сравнению с известными конструкциями аналогичных инструментов.

Повышению стойкости инструмента способствуют тангенциальное расположение твердосплавных режущих пластинок и возможность нанесения на пластинки износостойких покрытий.

Точность винтовой линии и угла профиля зубьев фрезы такой конструкции в значительной мере зависит от точности расположения установочных гнезд в корпусе, точности применяемых твердосплавных пластин и др. Поэтому фрезы рассмотренной конструкции по точности будут уступать фрезам, затачиваемым всборе на специальном-станке полуавтомате мод. ВЗ-253Ф2, и могут быть использованы преимущественно для предварительной обработки закаленных колес под зубошлифование.

С целью повышения суммарной размерной стойкости и экономичности инструмента разработана конструкция специальной двухкорпусной червячной фрезы с твердосплавными

неперетачиваемыми режущими элементами в виде роликов. На рис. 5,а показан один из корпусов фрезы. Для удобства выполнения расточек под режущие элементы-ролики каждый из корпусов фрезы составлен из двух одновитковых блоков. Ролики имеют две круговые кромки и установлены в корпусе с обеспечением необходимых передних и задних углов резания. Проекция круговой режущей кромки на осевую плоскость совпадает с профилем боковой поверхности зуба инструментальной рейки, т.е. она расположена под углом α_k .

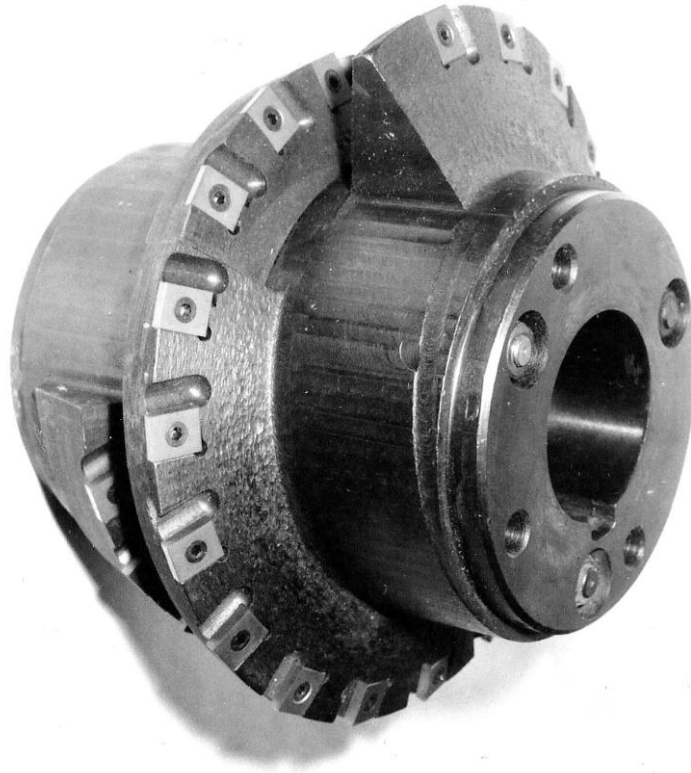


Рис. 3 – Правый корпус фрезы одностороннего резания $m=20$ мм, состоящий из 2-х одновитковых корпусов

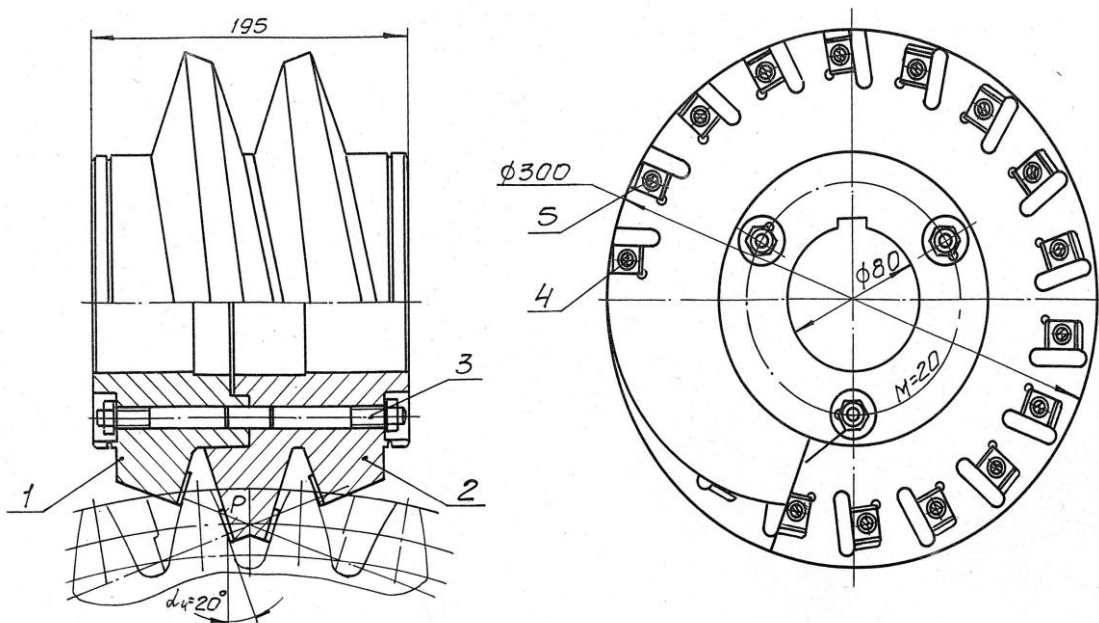


Рис. 4 – Схема однокорпусной фрезы двухстороннего резания, состоящей из 2-х одновитковых корпусов

По мере износа режущей кромки, путем поворота ролика вокруг оси можно ввести в резание новый участок круговой кромки, а при полном затуплении одной кромки ролик переустанавливают на другую сторону, и в работу вводят другую кромку. Это значительно увеличивает суммарную размерную стойкость инструмента.

На рис. 5,б показано последовательное наложение двух проекций круговой режущей кромки ролика на обрабатываемую поверхность зуба колеса с образованием микронеровности h_r . Высоту гребешка h_r можно определить по следующей зависимости:

$$h_r = \frac{S_{\Delta}^2}{8r} = \frac{P_b^2 (\operatorname{tg} \alpha_a + \operatorname{tg} \alpha_b)^2}{8 \cdot Z_{\delta} \cdot d^2 (1 + \sin^2 \alpha_{\delta})}, \quad (1)$$

где S_{Δ} – среднее расстояние между двумя последовательными положениями проекций круговой кромки в процессе обкатки.

$$S_{\Delta}^2 = \frac{P_b (\operatorname{tg} \alpha_a + \operatorname{tg} \alpha_b)}{2 \cdot Z_{\delta}}, \quad (2)$$

где r – радиус кривизны проекции круговой кромки;

$$r = \frac{d^2 (1 + \sin^2 \alpha_b)}{4}, \quad (3)$$

где d – диаметр режущего элемента – ролика; α_{δ} – задний угол резания ролика; α_a – угол давления в верхней точке эвольвенты зуба; α_b – угол давления в нижней точке эвольвенты зуба.

Как видно из формулы, в диапазоне обычно используемых значений $\alpha_{\delta}=3^{\circ}-10^{\circ}$ высота гребешка практически не зависит от величины заднего угла ролика. Влияние диаметра ролика (рис. 5,в) на высоту гребешка наиболее сильно проявляется при $d < 15$ мм. В разработанных рабочих конструкциях фрезы диаметр ролика составляет 20 мм, что при $\alpha_{\delta} = 7^{\circ}$ соответствует расчетной высоте остаточного гребешка равной 4 мкм.

На рис. 6 показан рабочий вариант фрезы $m=28$ мм с режущими элементами в виде роликов. Настройку разработанных и описанных выше твердосплавных фрез на обработку корригированных зубчатых колес производят в зависимости от конструкции различными способами. Так, специальные двухкорпусные фрезы настраивают путем разворота одного корпуса относительно другого на определенный расчетный угол и изменяя расстояние между ними [2], универсальные двухкорпусные фрезы – путем изменения установочного расстояния l_y [3].

Что касается универсальных однокорпусных двухсторонних фрез, то они имеют определенные ограничения по возможности обработки корригированных зубчатых колес. Это связано со сравнительно небольшой длиной главных режущих кромок инструмента – 16 мм и 20 мм, а также вынужденным расположением станочной линии зацепления на расстоянии 3-5 мм от нижнего края режущих элементов и на расстоянии 12-15 мм от верхнего края. На рис. 7 схематически показано положительное смещение режущих кромок однокорпусного двухстороннего инструмента на величину x_m из положения 1 в положение 1'. Активные участки станочных линий зацепления BE , B_1E_1 и полюс станочного зацепления P остаются в исходном положении, соответствующем обработке некорригированного колеса. Нетрудно увидеть, что при таком смещении режущие кромки инструмента 4 и 5 покидают зону станочных линий зацепления инструмента и детали и расположены уже не касательно к обрабатываемому профилю зуба колеса Π . Следовательно, они не обеспечат необходимого качества обрабатываемой поверхности.

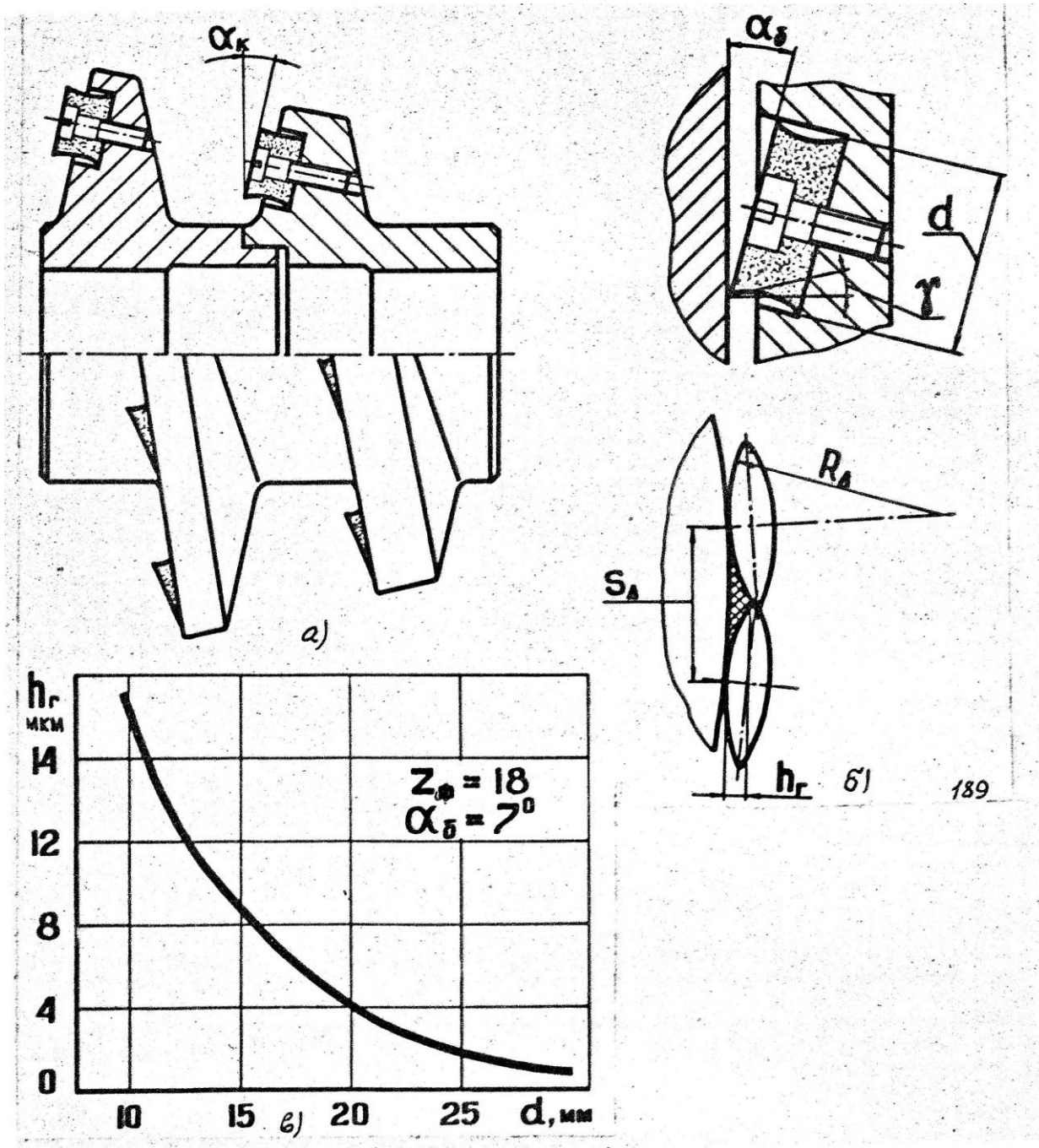


Рис. 5 – Червячная фреза с неперетачиваемыми режущими элементами-роликами: а – общий вид правого корпуса фрезы; б – образование гребешка неровности в процессе обкатки зуба колеса; в – зависимость высоты неровностей от диаметра режущего элемента-ролика

Исходя из длины рабочих участков режущих кромок $a=3-5$ мм и $b=12-15$ мм (рис. 7), можно получить ориентировочные диапазоны предельных коэффициентов смещения исходного контура инструментов из следующих зависимостей:

$$+x = \frac{\alpha \cdot \cos \alpha_0}{m}; \quad (4)$$

$$-x = \frac{b \cdot \cos \alpha_0}{m}. \quad (5)$$

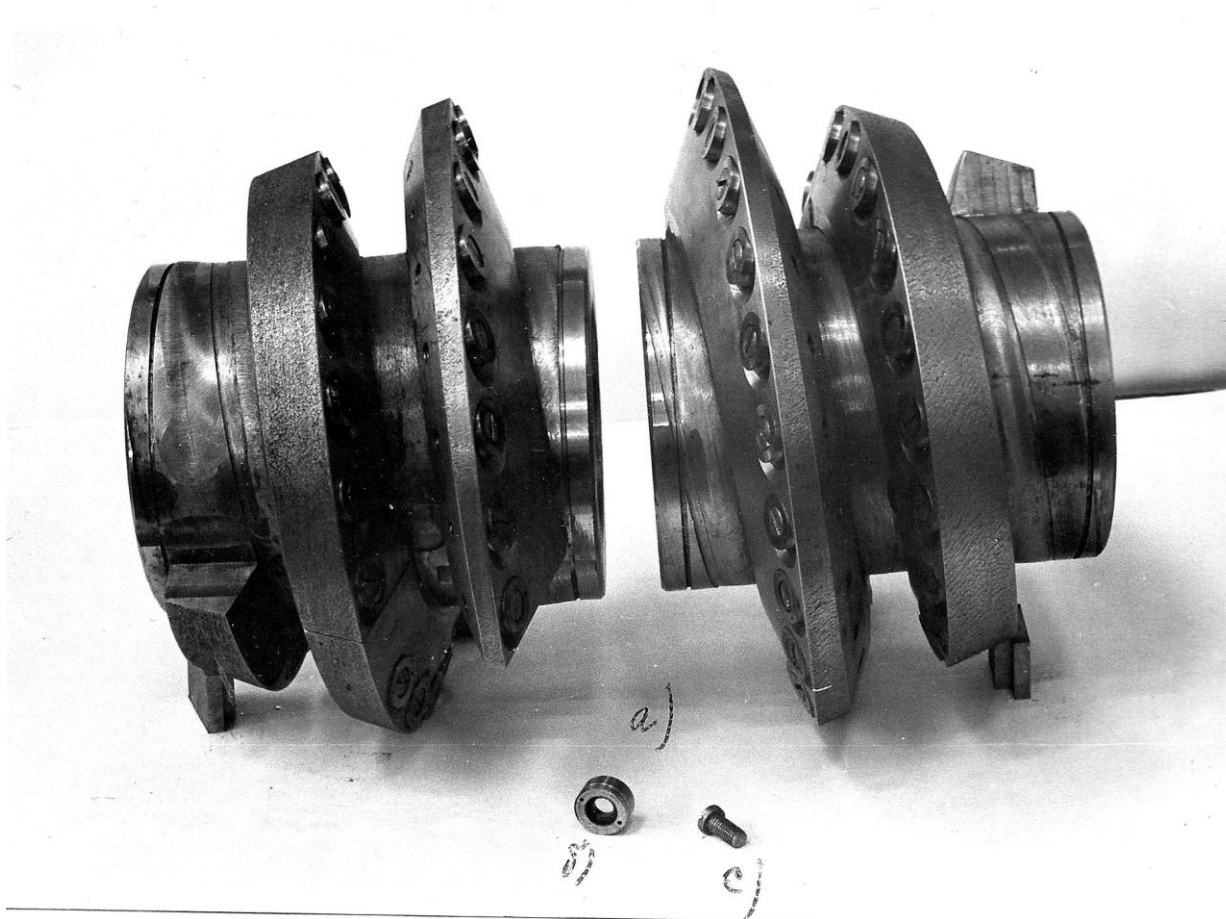


Рис. 6 – Специальная двухкорпусная фреза $m=28$ мм, оснащенная твердосплавными режущими роликами: а – левый и правый корпуса фрезы; б – твердосплавный ролик; с – крепежный винт

Подставив в формулу величину длин участков а и б, получаем предельно допустимые коэффициенты при положительном и отрицательном смещениях, а именно: при модуле $m=20$ мм $+X=0,235$; $-X=0,7$. Полученный предельный коэффициент положительного смещения $+X=0,235$ является недостаточным в случае обработки малозубых вал-шестерен ($Z_m=10-18$), имеющих, как правило, коэффициент смещения исходного контура в пределах $+X=0,3-0,45$.

Расширить диапазон использования однокорпусных двухсторонних фрез в случае обработки скорректированных колес можно путем установки дополнительных твердосплавных пластинок. На рис. 8 показана принципиальная конструкция такой фрезы, где дополнительные твердосплавные пластинки D увеличивают общую длину режущих кромок и расширяют применимость инструмента.

В табл. 1 для сравнения представлены отдельные параметры червячных твердосплавных фрез предложенных конструкций и лучших зарубежных аналогов. Как видно из таблицы 1, разработанные фрезы имеют существенные преимущества перед зарубежными инструментами. Так, диапазон их применения более широк и охватывает практически весь диапазон крупных модулей, фрезы имеют увеличенное в 1,5 – 1,8 раза количество зубьев, диаметр посадочного отверстия увеличен, расход твердого сплава на изготовление фрез в 5 – 8 раз меньше, масса фрез в 1,5 – 2 раза меньше, преимущества фрез увеличиваются пропорционально увеличению значения модуля.

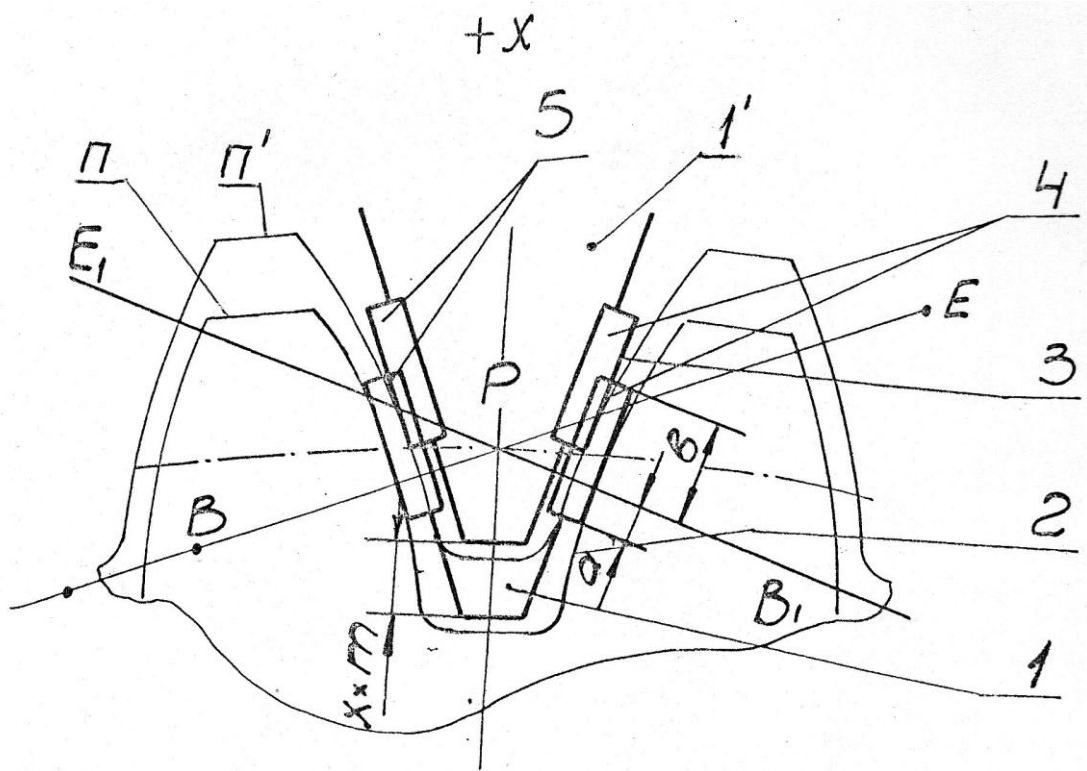


Рис. 7 – К определению предельных коэффициентов смещения исходного контура для однокорпусных универсальных двухсторонних фрез

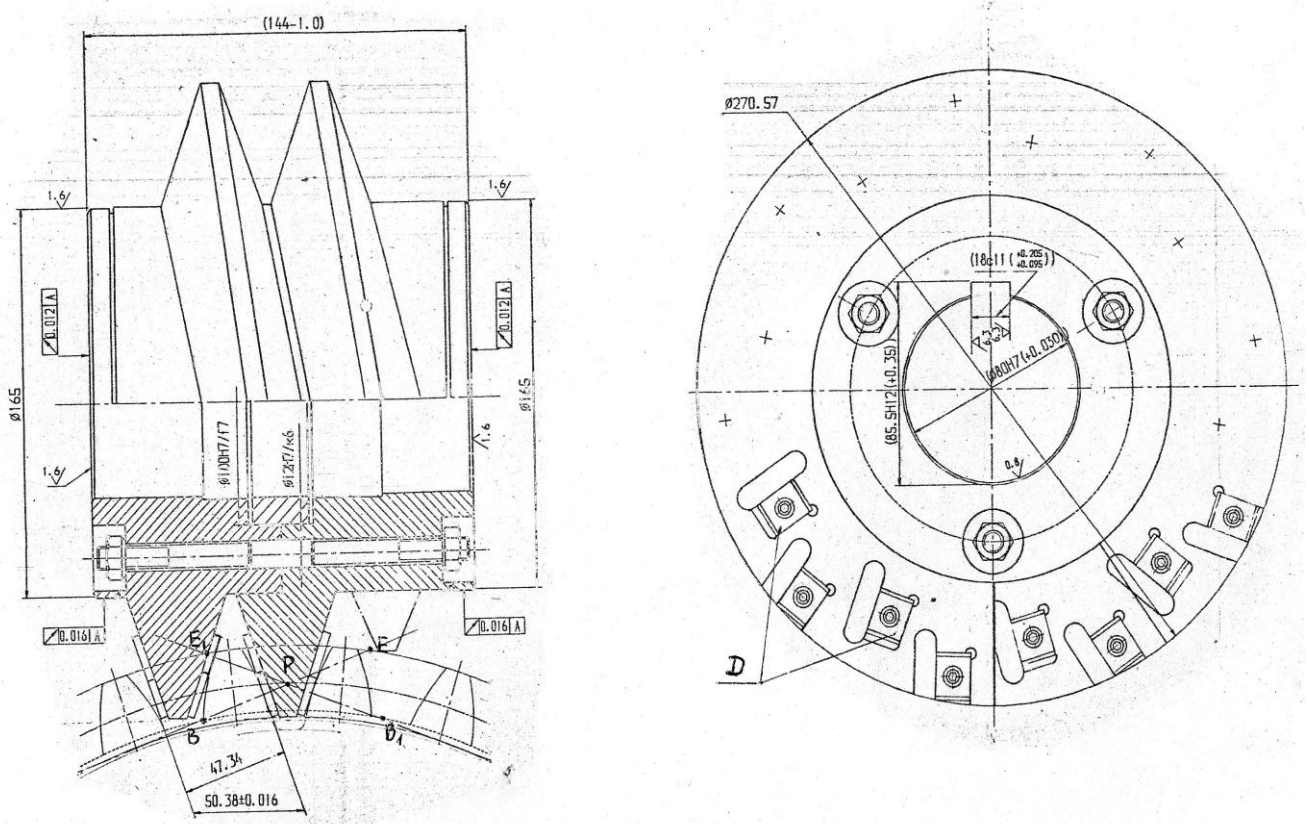


Рис. 8 – Однокорпусная двухсторонняя фреза $m=20$ мм с дополнительными пластинками

Конструктивні параметри червячних твердосплавних фрез

Наименование показателя	Фрезы фирмы "Fette"(ФРГ)[11]	Фрезы фирмы "Azumi"(Япония)[10]	Разработанные фрезы
Модуль фрезы, мм	2-20	2-25	12-65
Число зубьев на одном витке фрезы			
m=12	12	12	12
m=20	9	9	16
m=36	-	-	20
Наружный диаметр, мм			
m=12	240	250	250
m=20	280	250	300
m=36	-	-	320
Диаметр посадочного отверстия, мм			
m=12	60	80	70
m=20	80	80	100
m=36	-	-	100
Масса твердого сплава, кг			
m=12	2,3	1,9	0,32
m=20	3,8	2,7	0,45
m=36	-	-	0,75
Масса фрезы, кг			
m=12	45	49	31
m=20	198	104	65
m=36	-	-	96
Стойкость фрез, час	10-20	15-25	12-25

Выводы

Вопросы технологического обеспечения качества, точности и производительности изготовления закаленных колес тесно связано с вопросами конструирования инструмента. Выбраны оптимальные схемы резания, инструмент, способы профилирования и кинематика зубообработки, позволяющие получить широкую гамму различных конструкций червячных твердосплавных фрез крупного модуля с поворотными неперетачиваемыми пластинками и твердосплавными роликами, позволяющие существенно экономить расход твердого сплава, облегчить затачивание и перетачивание инструмента, упростить его конструкцию.

По сравнению с зарубежными аналогами фрезы представляют наиболее технологичную конструкцию в изготовлении и позволяют в 3-6 раз сократить расход твердого сплава.

Литература: 1. Тимофеев Ю.В., Мироненко Е.В., Клочко А.А., Шаповалов В.Ф. Мироненко О.Е. Обеспечение технологической точности обработки крупномодульных зубчатых колес специальным профилированием фрез.-Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут» Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні.-Харків: НТУ «ХПІ».- 2010.- №24. - С. 77-83. 2. Иноземцев Г.Г., Сидоренко А.К., Шаповалов В.Ф. Исследование точности профилирования крупномодульных червячных фрез. – В кн.: Исследования в области станков и инструментов. – Саратов: СПИ, 1978, вып.4. с.51-65. 3. Тимофеев Ю.В., Клочко А.А., Шаповалов В.Ф. Технология зубофрезерования закаленных крупномодульных колес специальными червячными фрезами с минимизирующими параметрами главных режущих кромок. - Наукові нотатки. Міжвузівський збірник (за напрямом "Інженерна механіка"), м.Луцьк. Випуск 29. - 2010, С. 209-216.

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

ТЕХНОЛОГИЯ ЗУБООБРАБОТКИ ЗАГАРТОВАННЫХ КОЛЕС ЧЕРВ'ЯЧНЫМИ
ФРЕЗАМИ З НЕПЕРЕТОЧУВАНИМИ ПОВОРОТНИМИ ПЛАСТИНКАМИ І
ТВЕРДОСПЛАВНИМИ РОЛИКАМИ

Тимофеев Ю.В., Мironenko E.B., Клочко А.А., Шаповалов В.Ф.

У статті розглянуті технологічні засоби зубообробки загартованих коліс з метою забезпеченні точності обробки, високої продуктивності і умов підвищення стійкості формоутворюючого інструменту з поворотними непереточуваними твердосплавними пластинками і твердосплавними роликками.

ТЕХНОЛОГИЯ ЗУБООБРАБОТКИ ЗАКАЛЕННЫХ КОЛЕС ЧЕРВ'ЯЧНЫМИ
ФРЕЗАМИ С НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫМИ ПОВОРОТНЫМИ ПЛАСТИНКАМИ И
ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ РОЛИКАМИ

Тимофеев Ю.В., Мироненко E.B., Клочко А.А., Шаповалов В.Ф.

В статье рассмотрены технологические особенности зубообработки закаленных колес с целью обеспечения точности обработки, высокой производительности и условий повышения стойкости формообразующего инструмента с поворотными неперетачиваемыми твердосплавными пластинками и твердосплавными роликками.

TECHNOLOGY OF ZUBOOBRABOTKI OF HARD-TEMPERED WHEELS BY WORM
MILLING CUTTERS WITH THROW-AWAY TURNING PLATES AND HARD-ALLOY
ROLLERS

Timofeev Y.M., Mironenko E.V., Klochko A.A., Shapovalov V.F.

In article the technology of processing of the gear tempered wheels on purpose maintenance of accuracy of processing, high efficiency and conditions of increase of firmness of the tool with rotary plates from a firm alloy without sharpening and rollers from a firm alloy is considered.

Ключевые слова: Зубообработка, колесо, твердосплавный ролик, стойкость, обработка.

Ключові слова: Зубообробка, колесо, твердосплавний ролик, стійкість, обробка.

Key words: Zuboobrabotka, wheel, hard-alloy roller, firmness, treatment.

УДК 621.9

Татьянченко А.Г.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ВЛИЯНИЕ ТЕРМОУПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ

Введение

Важным фактором, оказывающим влияние на точность обработки отверстий осевым инструментом, являются термоупругие деформации детали в зоне резания [1,2]. Даже при минимальных режимах чистовой обработки отверстия в окрестностях зоны резания повышается температура и вследствие этого возникают термоупругие деформации детали, способствующие искажению профиля отверстия, который имеет характерный бочкообразный вид [2]. Поэтому для повышения точности отверстий необходимо прогнозировать величину этих деформаций и учитывать характер их изменения по глубине отверстия.

Особенностью развития термоупругих деформаций детали при чистовой обработке отверстий осевым инструментом является локальный характер зоны нагрева (3-8 мм в радиальном и 5-10 мм в продольном направлении), движущейся со скоростью подачи вдоль оси отверстия, в практически ненагретом (1-3°) объеме детали [1]. Для оценки величины термоупругих деформаций детали каждый раз приходится решать задачу термоупругости со сложными граничными условиями. При этом большое влияние на величину термоупругих деформаций детали оказывают не только параметры режимов резания и геометрии режущей части, но и толщина стенки обрабатываемого отверстия. С этой точки зрения особой группой являются отверстия в тонкостенных деталях (например, тонкостенные полые цилиндры), которые прогревается в зоне резания по всей толщине стенок.

Для исследования термоупругих деформаций при обработке отверстий в зоне резания таких деталей используем предположение о локальности зоны нагрева [1], решение для неравномерно нагретых полых цилиндров [3] и теорию расчета тонкостенных цилиндрических оболочек [4].

При неравномерном нагреве по толщине стенки полого цилиндра температура $\Theta(\rho)$ (рис.1) в радиальном направлении изменяется по закону [3]

$$\Theta(\rho) = \Theta(r) \ln\left(\frac{R}{\rho} - \frac{R}{r}\right),$$

где $\Theta(r)$ - температура на внутренней поверхности цилиндра.

Тогда изменение осевых напряжений σ_x (рис.1а) на расстоянии ρ от оси цилиндра будет определяться зависимостью

$$\sigma_x = \frac{\alpha_t E \Theta(r)}{2(1-\mu) \ln \frac{R}{r}} \left(1 - 2 \ln \frac{R}{\rho} - \frac{2r^2}{R^2 - r^2} \ln \frac{R}{r} \right),$$

а напряжения на внутренней $\sigma_x(r)$ поверхности цилиндра будут равны:

$$\sigma_x(r) = -\frac{\alpha_t E (\Theta(r) - \Theta(R))}{2(1-\mu)},$$

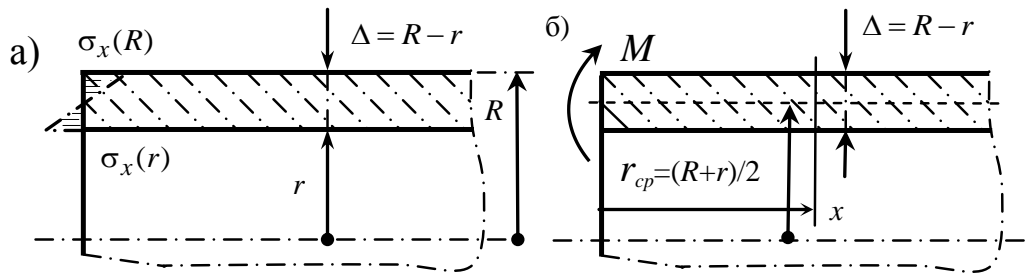


Рис.1 – Температурные напряжения в тонкостенном цилиндре при неравномерном нагреве

где $\Theta(R)$ – температура на наружной поверхности цилиндра, α_t – коэффициент линейного температурного расширения материала, μ – коэффициент Пуассона, E – модуль упругости.

Эквивалентным результатом действия этих напряжений при нагреве по всей длине цилиндра будет равномерно распределенный по окружности изгибающий момент интенсивностью (рис.1б)

$$M = \frac{\alpha_t E (\Theta(r) - \Theta(R)) \Delta^2}{2(1 - \mu) 6}, \quad (1)$$

где Δ – толщина стенки цилиндра. Следствием неравномерного нагрева такого полого цилиндра является искажение его продольного профиля.

Аналогичные физические процессы происходят и при обработке отверстий осевым инструментом. Однако при этом нагрев детали происходит только в ограниченной зоне в окрестностях зоны резания. В этом случае внешней нагрузкой, эквивалентной действию температурных напряжений в зоне резания a на расстоянии x_u (рис.2), будут два изгибающих момента M_1 и M_2 . Результатом действия таких моментов будет радиальное смещение точек детали в этой зоне. Для определения величины этих смещений используем уравнение радиальных смещений тонкостенной цилиндрической оболочки в форме начальных параметров [4]:

$$\begin{aligned} y(x) = & y_0 \Phi_1(x/L) + \alpha_0 L \Phi_2(x/L) + \frac{M_0 L^2}{D} \Phi_3(x/L) + \frac{P_0 L^3}{D} \Phi_4(x/L) + \\ & + \sum \frac{M_i L^2}{D} \Phi_3(\mu_i/L) + \sum \frac{P_i L^3}{D} \Phi_4(\rho_i/L) + \\ & + \sum \int_{\varepsilon_k}^{\varepsilon_n} \frac{m L^2}{D} \Phi_3(\varepsilon/L) d\varepsilon + \sum \int_{u_k}^{u_n} \frac{q L^3}{D} \Phi_4(u/L) du, \end{aligned} \quad (2)$$

где $\Phi_i(\xi)$ – функции А.Н.Крылова [4], L – характеристика оболочки

$$L = 4 \sqrt{\frac{R_{cp}^2 \Delta^2}{3(1 - \mu^2)}}, \quad (3)$$

D – цилиндрическая жесткость оболочки

$$D = \frac{E\Delta^3}{12(1-\mu^2)}. \quad (4)$$

В нашем случае (рис.2) с учетом начальных параметров ($y_0 \neq 0$, $\alpha_0 \neq 0$, $M_0 = 0$, $P_0 = 0$) при $M_1 = M_2 = M$ уравнение (2) принимает вид

$$y(x) = y_0 \Phi_1(x/L) + \alpha_0 L \Phi_2(x/L) + \frac{ML^2}{D} (\Phi_3((x-x_u)/L) - \Phi_3((x-x_u-a)/L)), \quad (5)$$

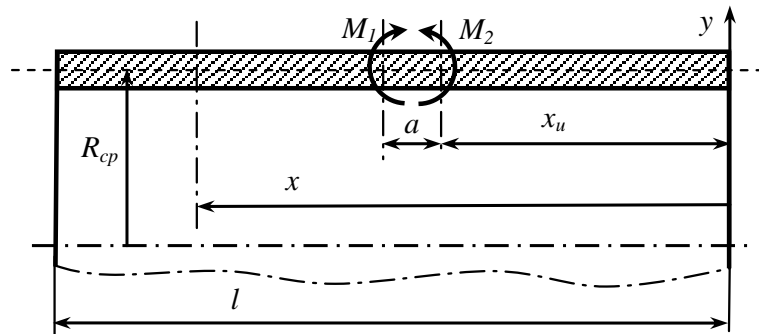


Рис.2 – Эквивалентное нагружение тонкостенного цилиндра при неравномерном

Дифференцированием (5) можно получить уравнения изгибающих моментов $M(x)$ и поперечных сил $Q(x)$, которые необходимы для определения неизвестных начальных параметров y_0 и α_0 в (5) из условия $M(l) = 0$ и $Q(l) = 0$. Тогда с учетом начальных параметров, а также зависимостей (3) и (4) уравнение поперечных смещений (5) принимает вид:

$$y(x) = \frac{\alpha_t R_{cp} k_x (\Theta(r) - \Theta(R))}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{(1+\mu)}{(1-\mu)}}, \quad (6)$$

где

$$k_\alpha = \frac{(\Phi_1(\xi_1) - \Phi_1(\xi_2))\Phi_2(\xi) + 4(\Phi_4(\xi_1) - \Phi_4(\xi_2))\Phi_3(\xi)}{4(\Phi_3^2(\xi) - \Phi_4(\xi)\Phi_2(\xi))},$$

$$k_y = \frac{(\Phi_1(\xi_1) - \Phi_1(\xi_2))\Phi_3(\xi) + 4(\Phi_4(\xi_1) - \Phi_4(\xi_2))\Phi_4(\xi)}{4(\Phi_4(\xi)\Phi_2(\xi) - \Phi_3^2(\xi))},$$

$$k_x = [\Phi_1(x/L)k_y + \Phi_2(x/L)k_\alpha - \Phi_3((x-x_u)/L) + \Phi_3((x-x_u-a)/L)], \quad (7)$$

$$\xi = l/L, \quad \xi_1 = (l-x_u)/L, \quad \xi_2 = (l-x_u-a)/L.$$

Выражение (6) позволяет определить поперечные смещения в произвольном сечении по длине цилиндра. Однако наибольший практический интерес с точки зрения прогнозирования точности обработки отверстия представляет определение смещения

внутренней поверхности в зоне резания при $x = x_u$. В этом случае выражение (7) принимает вид:

$$k_x = [\Phi_1(x_u / L)k_y + \Phi_2(x_u / L)k_\alpha + \Phi_3(a / L)],$$

а радиальное смещение внутренней поверхности в зоне резания составит

$$\Delta(x_u) = \frac{\alpha_t R_{cp} (\Theta(r) - \Theta(R))}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{(1+\mu)}{(1-\mu)}} \times \\ \times [\Phi_1(x_u / L)k_y + \Phi_2(x_u / L)k_\alpha + \Phi_3(a / L)]. \quad (8)$$

Анализ термоупругих деформаций детали согласно (8) показывает, что радиальное смещение внутренней поверхности детали в зоне резания в начале, середине и в конце отверстия существенно отличаются по своей величине, что способствует искажению продольного профиля отверстия.

Так, при развертывании отверстия диаметром $d = 16$ мм (режимы резания – $V = 4$ м/мин, $S = 0,8$ мм/об и $t = 0,075$ мм) в тонкостенном полом цилиндра с наружным диаметром $D = 20$ мм и длиной $l = 50$ мм (материал – сталь 45, $\alpha_t = 12,5 \cdot 10^{-6}$ град $^{-1}$, $E = 2 \cdot 10^{11}$ Па, $\mu = 0,3$), изменение внутреннего диаметра $\Delta d = 2\Delta(x_u)$ согласно (8) составило в начале отверстия $\Delta d(0) = 5,292$ мкм, в середине отверстия $\Delta d(l/2) = 1,265$ мкм, в конце отверстия $\Delta d(l) = 2,704$ мкм. Нелинейный характер развития термоупругих деформаций по глубине отверстия способствовал образованию бочкообразной формы с отклонением от прямолинейности $\Delta \delta = 1,366$ мкм.

При этом характер развития деформаций в тонкостенных деталях отличается от толстостенных деталей [1] – в тонкостенном цилиндре не только в начале и в конце, но и в середине отверстия (в соответствии с выбранной системой координат, рис.2) происходит расширение детали, что способствует усадке отверстия после остывания детали.

Выводы

В результате проведенных исследований установлено:

1. Термоупругие деформации детали в зоне резания при обработке отверстий осевым инструментом в тонкостенных деталях способствуют усадке отверстия и формированию бочкообразной формы его продольного профиля.
2. Тонкостенные детали образуют особый класс деталей при обработке отверстий, поскольку термоупругие деформации в середине отверстия способствуют его усадке, а не разбивке (в отличие от массивных деталей).

Полученные выше аналитические зависимости для определения термоупругих деформаций тонкостенных деталей при чистовой обработке отверстий представляют научный и практический интерес как с точки зрения прогнозирования погрешности обработки отверстий, так и в плане разработки новых способов повышения точности обработки отверстий за счет управления параметрами рабочих процессов.

Литература: 1. Татьянченко А.Г. Влияние термоупругих деформаций на точность продольного профиля отверстия при чистовой лезвийной обработке // Наукові праці Донецького технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип.110. – Донецьк: ДонНТУ, 2006. – С. 42-48. 2. Резников А.Н., Яценко Л.Е. Термоупругие деформации изделия и инструмента в процессе развертывания / Теплофизика технологических процессов. Межвед. науч. сб. – Вып.1. – Саратов: Изд. Саратовского университета, 1973. – С.24–35. 3. Тимошенко С.П. Теория упругости. – М.: Наука, 1979. –

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.

560 с. 4. Шевченко Ф.Л. Изгиб балок на упругом основании и полярно симметричных оболочек. – Донецк: ДПИ, 1993. – 48с.

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

ВПЛИВ ТЕРМОПРУЖНИХ ДЕФОРМАЦІЙ ТОНКОСТІННИХ ДЕТАЛЕЙ НА ТОЧНІСТЬ ОБРОБКИ ОТВОРІВ

Татьянченко О.Г.

Розглянуто вплив термопружних деформацій деталі в зоні різання на точність при обробці отворів в тонкостінних деталях. Розроблений новий метод прогнозування точності отворів при обробці тонкостінних деталей.

ВЛИЯНИЕ ТЕРМОУПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ

Татьянченко А.Г.

Рассмотрено влияние термоупругих деформаций детали в зоне резания на точность при обработке отверстий в тонкостенных деталях. Разработан новый метод прогнозирования точности отверстия при обработке тонкостенных деталей.

INFLUENCE OF THE THERMO ELASTIC DEFORMATIONS OF THE LITTLE THICKNESS DETAILS AT THE ACCURACY OF HOLES MACHINING

Tatyancenko A.G.

Influence of the thermo elastic deformations of the detail in cutting zone at the accuracy account to hole machining in the little thickness details are considered. New method prognostication of accuracy of the hole machining in the little thickness details is developed.

Ключевые слова: отверстия, термоупругие деформации, тонкостенные детали, прогнозирование точности.

Ключові слова: отвори, термопружні деформації, тонкостінні деталі, прогнозування точності.

The keywords: holes, thermo elastic deformations, little thickness details, prognostication of accuracy.

УДК 621.914

Басова Е.В., Добротворский С.С.
НТУ «ХПИ», г. Харьков, Украина
evgeniya.ivaschenko@mail.ru

АНАЛИЗ ШЕРОХОВАТОСТИ КАК ОДНОГО ИЗ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Качество машины или другой продукции – важнейший показатель не только для оценки самого изделия, но и работы машиностроительного производства в целом, и является фактором его конкурентоспособности.

Одним из важнейших показателей качества машиностроительной продукции, от которого зависят многие эксплуатационные характеристики машин (трение и износ деталей машин, прочность деталей машин, антикоррозионная стойкость деталей), является шероховатость изделий.

На сегодняшний день перспективным методом достижения оптимальной шероховатости деталей машин является высокоскоростная обработка (HSM). В целом, высокая скорость обработки является концепцией, которая включает в себя гораздо больше, чем просто механическая обработка с высокими скоростями резания. Фактически это вообще другой процесс механообработки, с более дорогим и более усовершенствованным оборудованием и инструментом, которые требуют более высокой квалификации оператора. Увеличение скорости резания влечёт за собой [1]: а) снижение коэффициента трения между материалом и заготовкой; б) существенное улучшение качества поверхности после снятия материала в процессе резания; в) уменьшение сил резания; г) удаление практически всего тепла с зоны резания со стружкой; д) значительное увеличение диффузии в процессе износа, что требует защиты режущего инструмента специальным покрытием. Этот процесс характеризуется следующими преимуществами [1]: 1. Повышение производительности; 2. Снижение сил резания; 3. Снижение времени обработки; 4. Улучшение поверхностной целостности; 5. Более устойчивый процесс резания, характеризующийся меньшими вибрациями; 6. Улучшение поверхностной текстуры; 7. Возможность обработки тонких стенок; 8. Уменьшение толщины и размера спирали стружки.

Исследованиями обеспечения качества поверхностного слоя методом высокоскоростной обработки занимаются учёные всего мира. основополагающими можно считать работы Г. Соломона, Г. Скопесека, Г. Шульца, Ю. Свободы, П. Хофмана и др. учёных. Качество поверхностного слоя, а также методы его управления описаны в исследованиях А.М. Сулимы, В.А. Шулова, А.Ю. Албагичева, В.А. Моисеева и др. Однако получить поверхность с заданными параметрами поверхностного слоя затруднительно, так как отсутствуют математические модели обеспечения качества поверхности, включающие все необходимые параметры.

Целью данной работы является анализ факторов, влияющих на шероховатость изделий обработанных за счёт высокоскоростного фрезерования, и разработка математической модели прогнозирования теоретических микронеровностей сложнопрофильных поверхностей образованных в процессе такого вида обработки.

Отметим, что для технологического обеспечения оптимальной шероховатости поверхности из условий эксплуатации изделия важно знать взаимосвязь между критериями шероховатости поверхности и технологическими факторами (методами и режимами резания, геометрии износа и материала режущего инструмента, смазочно-охлаждающих сред, жёсткости и виброустойчивости технологической системы СПИД и др.), а также между физико-механическими свойствами обрабатываемого материала и инструмента (рис.1).

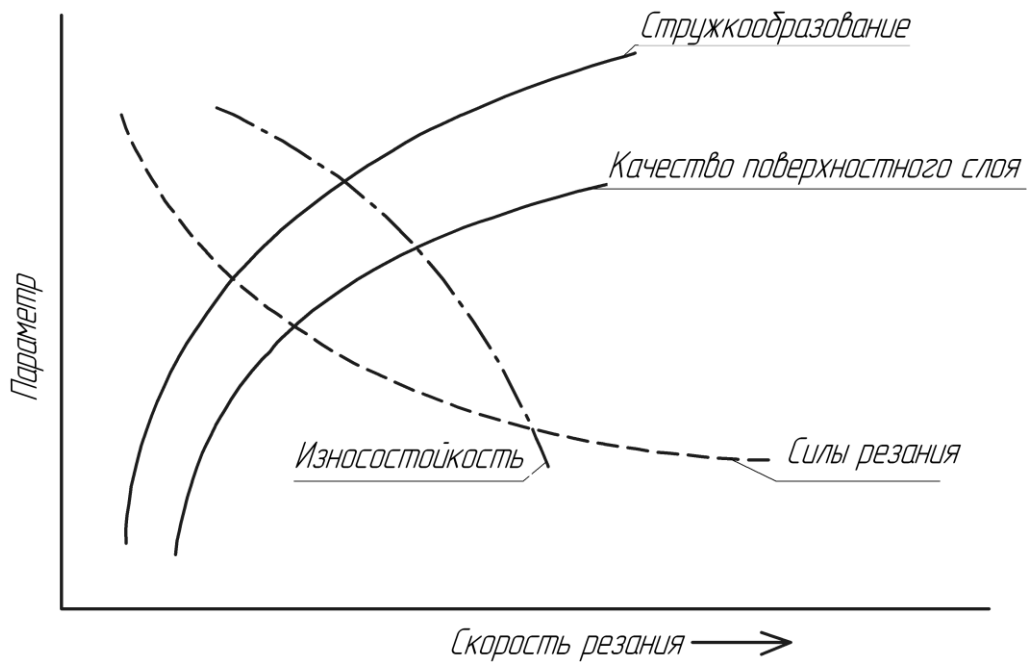


Рис. 1 – Характеристики процесса высокоскоростной обработки [2]

Рассматривая механическую обработку заготовок концевыми фрезами необходимо учитывать, что шероховатость поверхности в значительной мере зависит от скорости резания, подачи (рис. 2) [3], величины угла в плане, радиуса закругления вершины инструмента.

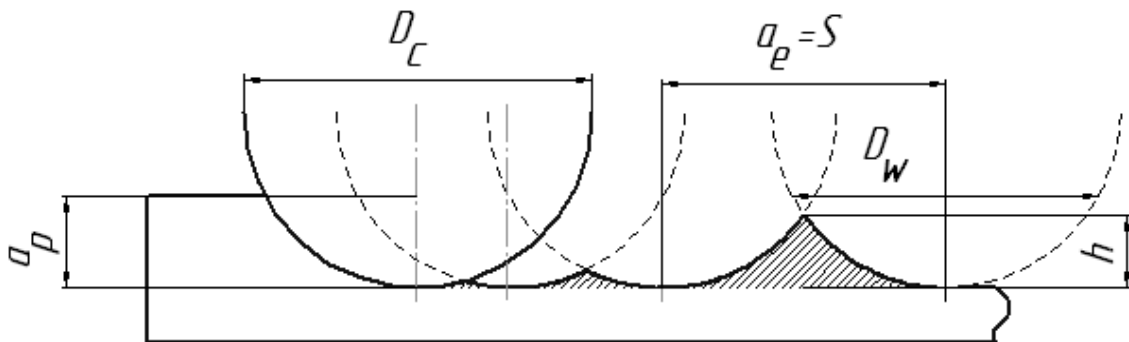


Рис. 2 – Влияние расстояния между строками на теоретическую шероховатость при построчном фрезеровании плоской поверхности: D_c – диаметр фрезы, a_p – глубина резания (мм), $a_e = S$ – ширина резания (мм), D_w – рабочий диаметр фрезы (мм), h – высота «ребешка»

Однако не удастся получить идеально гладкую поверхность даже при очень маленьких подачах и при углах в плане $\varphi = 0$. Причина этого в том, что не учитываются сложные физические явления, происходящие в процессе резания. Фактическая высота микронеровностей механообработанных поверхностей отличается от расчетной и в большинстве случаев превышает её.

$$h = \frac{D_c}{2} - \frac{\sqrt{D_c^2 - a_e^2}}{2}, \quad (1)$$

где D_c – диаметр фрезы (мм); a_e – ширина резания (мм)/ радиальная глубина резания (мм).

В процессе высокоскоростной обработки, благодаря её свойствам и преимуществам, усадка стружки уменьшается, пластическая деформация не успевает распространяться далеко от поверхности резания, поэтому уменьшается и шероховатость обработанной поверхности. При высоких скоростях резания фактическая высота неровностей приближается к расчетной [4].

С изменением скорости резания связано и другое явление, вызывающее искажение формы и размеров неровностей, — явление нароста. Нарост, постоянно меняясь по высоте, вызывает неравномерную деформацию срезаемого слоя. Он имеет наибольшую высоту и наибольшую стойкость при температуре около 200 °С. Возрастание скорости резания выше 20 м/мин приводит к увеличению выделяемой в процессе стружкообразованием теплоты и к росту температуры нароста. Прочность нароста снижается, и он разрушается при меньшей высоте. При скорости резания более 80 м/мин нарост не образуется [5].

Отметим еще одну важную причину, вызывающую увеличение неровностей на обработанной поверхности. Это неровности режущей кромки. При малых подачах при работе инструментами с закругленной вершиной или с вспомогательным углом в плане, равным нулю, неровности режущей кромки копируются на обработанной поверхности; поэтому при чистовом фрезеровании нужно обращать особое внимание на качество заточки и доводки режущих кромок фрез [3].

Но как бы ни малы были неровности на обработанной поверхности, они оказывают очень большое влияние на, качество работы и долговечность деталей, т. е, на эксплуатационные свойства машины, таким образом, для достижения требуемой шероховатости необходимо учитывать все описанные выше процессы и явления.

Исследование сложнопрофильных поверхностей дало возможность определить, что такие поверхности могут включать в себя выпуклые, вогнутые и прямолинейные участки. Анализ и систематизация поверхностей [6], являющихся составляющими пространственно–сложных деталей позволил установить десять уникальных сочетаний образующей и направляющей линий поверхностей. Как известно, кривую можно определить как результат динамического и кинематического анализа изменений перемещений, скоростей или ускорений [7].

Требуемый профиль обрабатываемой детали при концевом фрезеровании можно получить поворотом оси фрезы на угол α (рис. 2, рис. 3) или за счёт поступательного перемещения оси фрезы.

Для определения расчётной величины высоты микронеровностей вогнутой и выпуклой поверхностей нами была проанализирована существующая методика определения расчётной высоты микронеровностей за счёт поворота оси фрезы на угол α [7] и определено, что математическая модель содержит ряд существенных недостатков:

1. Некоторые систем ЧПУ имеют ограничения на угол поворота оси инструмента, что ограничивает возможность получения требуемого качества обрабатываемой поверхности. Однако требуемый угол поворота инструмента можно обеспечить на оборудовании нового поколения, например на пятикоординатных обрабатывающих центрах.

2. Быстродействие системы ЧПУ зависит от сложности алгоритмов действий заложенных в память системы, поэтому важно облегчить функции расчёта выполняемых операций.

Нами разработана альтернативная математическая модель расчёта геометрии закономерных микронеровностей при обработке сложных поверхностей концевой сферической фрезой:

Определение шероховатости вогнутой цилиндрической поверхности (рис. 3).

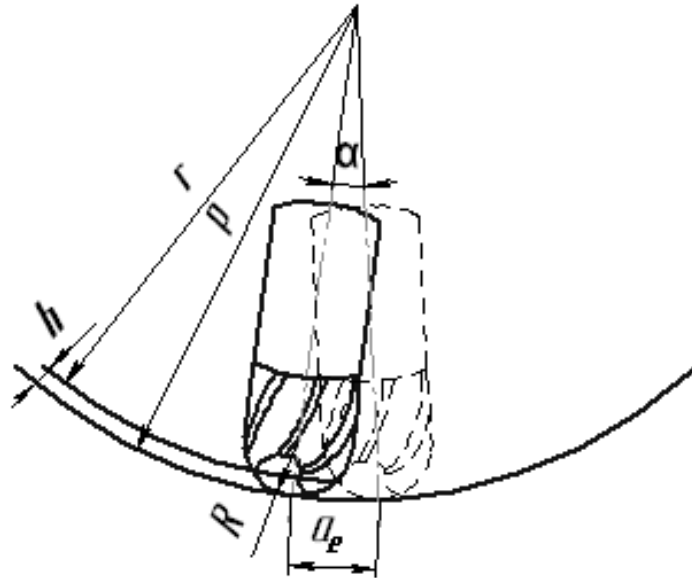


Рис. 3 – Определение теоретической микронеровности при обработке вогнутой поверхности: a_e – ширина резания (мм), R – радиус инструмента, r – кривизна поверхности до обработки, ρ – кривизна поверхности после обработки, h – высота профиля микронеровности

Рассмотрим $\triangle AOB$ и $\triangle COD$ (рис. 4 а). Из подобия треугольников определим:

$$\frac{\rho - R}{2a} = \frac{\rho}{a_e} \Rightarrow a = \frac{1}{2} \cdot \frac{a_e \cdot (\rho - R)}{\rho}. \quad (2)$$

Рассматривая $\triangle EOB$: $OE = \sqrt{OB^2 - BE^2}$, а следовательно:

$$b = \sqrt{(\rho - R)^2 - a^2}. \quad (3)$$

Рассмотрим рис. 4 б: $R^2 = (x - a)^2 + (y - b)^2 \Rightarrow$ для дальнейшей точки y_i получим

$$y_i = b + \sqrt{R^2 - a^2}. \quad (4)$$

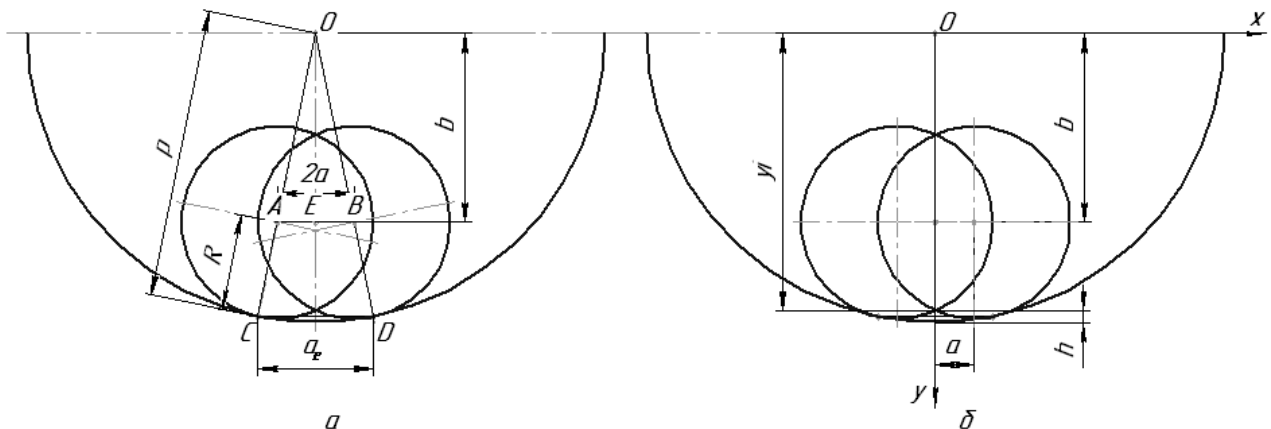


Рис. 4 – Геометрия погрешности при обработке вогнутой поверхности концевой сферической фрезой

Согласно рис. 4б высота профиля микронеровности определяется

$$h = \rho - y_i. \quad (5)$$

После подстановки в выражение (5) выражения (2), (3), (4) получили расчетную формулу для определения теоретической высоты профиля микронеровностей при обработке вогнутой поверхности концевой сферической фрезой:

$$h = \rho - \left\{ \sqrt{R^2 - \left(\frac{a_e \cdot (\rho - R)}{2\rho} \right)^2} + \sqrt{(\rho - R)^2 - \left(\frac{a_e \cdot (\rho - R)}{2\rho} \right)^2} \right\}. \quad (6)$$

где ρ – радиус кривизны обрабатываемой поверхности (мм), R – радиус фрезы (мм),

a_e – ширина резания (мм).

Определение шероховатости выпуклой цилиндрической поверхности (рис. 5).

По аналогии с вышеописанными вычислениями рассмотрим теоретическое формирование высоты профиля микронеровности для выпуклой поверхности.

Рассмотрим ΔAOC и ΔDOE (рис. 6а). Из подобия треугольников определим:

$$\frac{OD}{2a} = \frac{OD - R}{a_e} \Rightarrow \frac{\rho + R}{2a}, \text{ и определяем}$$

$$a = \frac{1}{2} \cdot \frac{a_e \cdot (\rho + R)}{\rho}. \quad (7)$$

Рассматривая ΔODG : $OG^2 = \sqrt{OD^2 - DG^2}$, следовательно:

$$b = \sqrt{(\rho + R)^2 - a^2}. \quad (8)$$

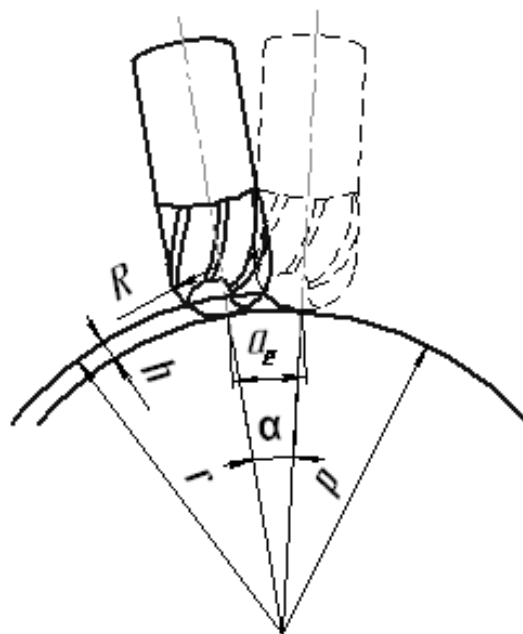


Рис. 5 – Определение теоретической микронеровности при обработке выпуклой поверхности: a_e – ширина резания (мм), R – радиус инструмента, r – кривизна поверхности до обработки, ρ – кривизна поверхности после обработки, h – высота профиля микронеровности

Рассмотрим рис. 6 б: $R^2 = (x - a)^2 - (y - b)^2 \Rightarrow$ для дальнейшей точки y_i получим

$$r = y_i = b - \sqrt{R^2 - a^2}. \quad (9)$$

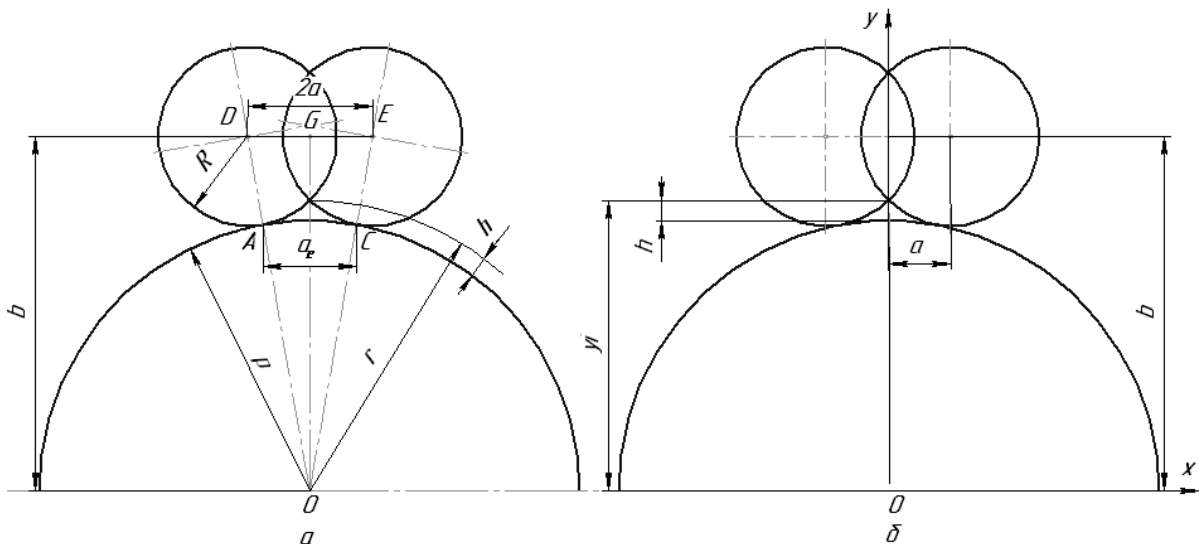


Рис. 6

– Геометрия погрешности при обработке выпуклой поверхности концевой сферической фрезой

Согласно рис. 5б высота профиля микронеровности определяется выражением (10):

$$h = y_i - \rho . \quad (10)$$

После подстановки в выражение (10) выражения (7), (8), (9) получили расчетную формулу для определения теоретической высоты профиля микронеровностей при обработке вогнутой поверхности концевой сферической фрезой:

$$h = \left\{ \sqrt{(\rho + R)^2 - \left(\frac{a_e \cdot (\rho + R)}{2\rho} \right)^2} - \sqrt{R^2 - \left(\frac{a_e \cdot (\rho + R)}{2\rho} \right)^2} \right\} - \rho , \quad (11)$$

где ρ – радиус кривизны обрабатываемой поверхности (мм), R – радиус фрезы (мм),

a_e – ширина резания (мм).

Разработанная математическая модель может применяться для расчёта теоретической высоты профиля микронеровностей оставляемых на обработанной поверхности после процесса фрезерования концевой сферической фрезой как при обработке за счёт поворота оси фрезы на угол α , так и за счёт поступательного перемещения оси фрезы.

Выводы

С переходом на высокие скорости резания появилась возможность предварительного прогнозирования и управления качеством поверхностного слоя обработанной детали, так как с увеличением скорости резания фактическая высота неровностей приближается к расчетной, что обусловлено рядом факторов. Поэтому, на сегодняшний день, практическую ценность имеют разработки математических моделей прогнозирования остаточной шероховатости, актуальными становятся вопросы разработки методик прогнозирования качества поверхности 3-го – n-го порядка.

Литература: 1. . N. López de Lacalle. Machine Tools for High Performance Machining.[Text]/ N. López de Lacalle,A. Lamikiz. – 2008. – 442 p. 2. Bert P. Erdel High-speed machining [Text]/ Bert P. Erdel. – SME, 2003. – 247 p. 3. Добротворский С.С. High speed machining – современный метод механической обработки [Текст] / С.С. Добротворский, Е. В. Иващенко// Вестник Нац. техн. ун-т «Харьк. политех. ин-т». – X., 2010. – №24. – С. 3-8. 4 Фрезерная обработка [Электронный ресурс]: Интернет-учебник: www.adonata.ru 5. Гакрунов Д.Н. Триботехника (износ и безизносность): Учебник. – 4-е изд., перераб. и доп. [Текст]/

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.

Гакрунов Д.Н. – М.: МСХА, 2001. – 616с. **6.** Шаламов А.В. Обеспечение эффективности использования CAD/CAM систем при разработке управляющих программ для обработки пространственно-сложных поверхностей деталей [Текст]/ А.В.Шаламов, П.Г. Мазеин// Известия Челябинского научного центра УрО РАН. –2002. – № 3. – С. 131-140. **7.** Дружинский И. А. Сложные поверхности: Математическое описание и технологическое обеспечение: Справочник [Текст]/ И.А. Дружинский. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отделение, 1985. –263 с. **8.** Барбашов Ф. А. Фрезерное дело. Учебное пособие для учебных заведений профтехобразования [Текст]/ Ф.А. Барбашов. – М.: Высш. школа, 1973. – 280 с.

Рецензент: **Пермяков А.А.**, д.т.н., проф., НТУУ «ХПИ»

АНАЛИЗ ШЕРОХОВАТОСТИ КАК ОДНОГО ИЗ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ПРИ ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Басова Е.В., Добротворский С.С.

В данной работе представлен анализ различных факторов, влияющих на шероховатость поверхности обрабатываемой методом высокоскоростного фрезерования. Разработана математическая модель для расчёта теоретической высоты профиля микронеровностей оставляемых на обработанной поверхности второго порядка после процесса фрезерования концевой сферической фрезой как при обработке за счёт поворота оси фрезы на угол α , так и за счёт поступательного перемещения оси фрезы.

АНАЛІЗ ШОРСТКОСТІ ЯК ОДНОГО З ОСНОВНИХ ПАРАМЕТРІВ ЯКОСТІ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ПРИ ВИСОКОШВИДКІСНОМУ ФРЕЗЕРУВАННІ СКЛАДНОПРОФІЛЬНИХ ПОВЕРХОНЬ

Басова Є.В., Добротворський С.С.

У даній роботі представлений аналіз різних факторів, що впливають на шорсткість поверхні оброблюваної методом високошвидкісного фрезерування. Розроблено математичну модель для розрахунку теоретичної висоти профілю микронерівностей, які залишаються на обробленій поверхні другого порядку після процесу фрезерування кінцевою сферичною фрезою як при обробці за рахунок повороту осі фрези на кут α , так і за рахунок поступального переміщення осі фрези.

ANALYSIS OF ROUGHNESS AS ONE OF THE BASIC PARAMETERS OF SURFACE LAYER QUALITY IN HIGH SPEED MILLING OF SCULPTURED SURFACE

Basova E.V., Dobrotvorsky S.S.

Analysis of various factors affecting on surface roughness of machined part by high speed milling was presented in this paper. We have developed a mathematical model for the calculation of theoretical height of profiles dented on the machined surface of the second order after the milling process by end-spherical-milling cutter both at machining due to the turn of axis of milling cutter on a corner α and at machining due to the moving of axis of milling cutter.

Ключевые слова: высокоскоростное фрезерование, шероховатость, математическая модель, концевая сферическая фреза, поверхность второго порядка.

Ключові слова: високошвидкісне фрезерування, шорсткість, математична модель, кінцева сферична фреза, поверхня другого порядку.

Key words: high speed milling, roughness, mathematical model, end-ball cutter, surface of the second order.

Мартынов А.П., Филипович О.В., Кноблех В.П., Михайлов Ю.Д.

ДГМА, г. Краматорск, СевНТУ, г. Севастополь, НИИПТМаш,
г. Краматорск, Украина

tm@dgma.donetsk.ua phiol@ukr.net

СОБИРАЕМОСТЬ ПРЕЦИЗИОННЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПО ПРИНЦИПУ ГРУППОВОЙ ВЗАИМОЗАМЕЯЕМОСТИ НА ОСНОВЕ УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССАМИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ

Сборка изделия с точки зрения теории размерных цепей представляет собой процесс обеспечения в необходимых пределах величины замыкающего звена, и если невозможно или экономически неприемлемо добиваться его точности по принципу полной взаимозаменяемости, применяют методы неполной, групповой взаимозаменяемости или компенсации погрешностей [1].

Наиболее приемлемым для сборки прецизионных соединений, какими являются, например, золотниковые и плунжерные пары узлов смазочной аппаратуры, является метод групповой взаимозаменяемости (селективная сборка), согласно которому предварительно аттестуют размеры сопрягаемых поверхностей и образуют сборочные комплекты из деталей одноименных размерных групп.

Теоретические разработки метода [1-4 и др.], как правило, оперируют с размерами соединяемых деталей. Однако, как показывает опыт машиностроения, на практике собираемость соединений ухудшается влиянием на замыкающее звено труднопрогнозируемых случайных факторов, к которым следует отнести, прежде всего, их отклонения формы и шероховатость [5].

Целью исследований является разработка модели оптимизации формирования сборочных комплектов и технологического воздействия на параметры сборочного процесса на примере прецизионных соединений питателей для двухмагистральных централизованных смазочных систем (ГОСТ 6911 -71).

Питатели [6] предназначены для периодической подачи пластичных материалов и смазочных масел к трущимся поверхностям. При приемо-сдаточных испытаниях изготовленных питателей утечки масла через поршень при наибольшем рабочем давлении не должны превышать от 1 до 6 капель в минуту в зависимости от номинального подаваемого объема в один отвод.

В процессе изготовления питателя обрабатывают отверстия золотниковых 1 ($\varnothing 6$ мм) и плунжерных 2 ($\varnothing 10$ мм) пар, отверстия магистральных каналов 4 и соединительных каналов 3,7. рассверливают и нарезают резьбы 5,6 под пробки (рис. 1, а).

Для достижения заданной величины зазора в сопряжении по принципу групповой взаимозаменяемости необходимо решить задачу однопараметрического селективного комплектования и сборки двух деталей по параметрам x_1 и x_2 (для рассматриваемых соединений – наружный диаметр плунжера или золотника и размер отверстия).

Эти параметры являются независимыми случайными величинами, имеющими плотности распределения $f_1(x)$ и $f_2(x)$. В данном случае выходной параметр y (зазор) как замыкающее звено рассматриваемой размерной цепи связан с исходными линейной зависимостью:

$$y = x_2 - x_1. \quad (1)$$

Плотность распределения y можно определить как плотность распределения разности двух независимых случайных величин

$$f_s(x) = \int_{-\infty}^{\infty} f_1(k-x)f_2(k)dk. \quad (2)$$

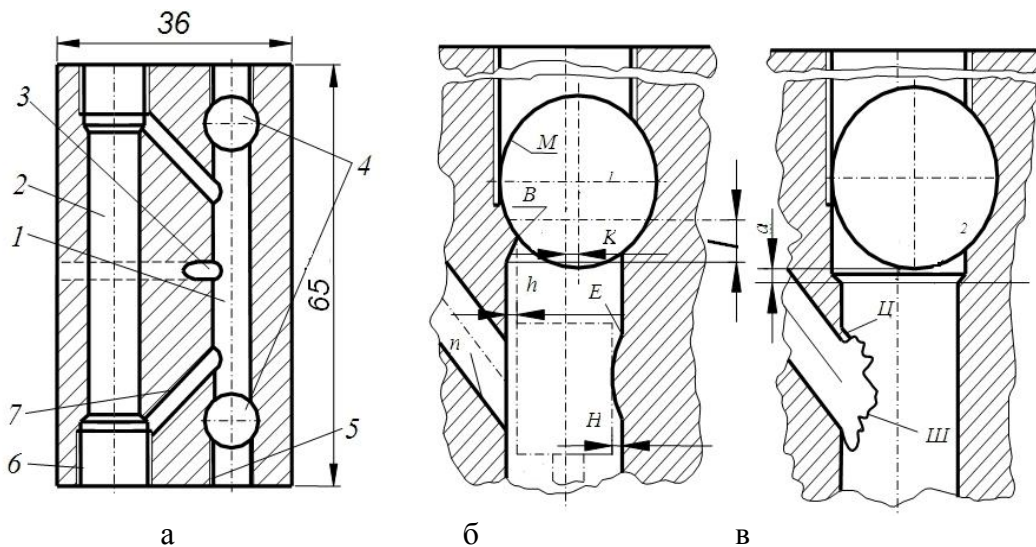


Рис. 1 — Корпус питателя (а) и схема образующихся при обработке выступов (б) и заусенцев (в)

Соединение указанных деталей является подвижным, т.е. собираемость узла возможна при обеспечении условия

$$\varphi_1(x) = y = x_2 - x_1 \geq 0. \quad (3)$$

Основным параметром качества соединения является гидроплотность HD , т.е. количество смазочной жидкости, протекающей через прецизионное соединение под определенным давлением за фиксированное время, определяемая гидравлическими испытаниями узла. Собранные питатели будут иметь требуемую гидроплотность в пределах установленных значений $[HD_{\min}, HD_{\max}]$, если значение величины y удовлетворяет условию

$$y_{\min} \leq y \leq y_{\max},$$

которое можно представить следующим образом:

$$\varphi_2(x) = y_{\min} - y \leq 0, \quad (4)$$

$$\varphi_3(x) = y - y_{\max} \leq 0. \quad (5)$$

Вероятность появления собранных узлов с гидроплотностью, не выходящей за указанные выше пределы, будет определяться вероятностью выхода зазоры за предельные значения

$$\bar{P}_S = 1 - \int_{y_{\min}}^{y_{\max}} f_s(x)dx,$$

где $f_s(x)$ определяется соотношением (2).

Собираемость питателей по гидроплотности будет составлять $P_T = 1 - \bar{P}_S$.

Как показали статистические исследования, на величину выходного параметра и качество изделия оказывают влияние не только значения линейных размеров сопрягаемых деталей, но и отклонения формы поверхности (рис.2), для учета которых в модель необходимо ввести случайные величины ω .

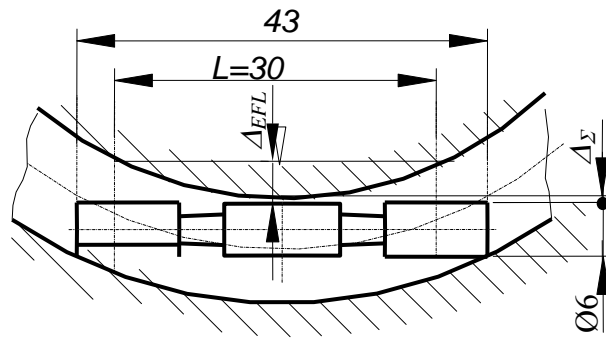


Рис. 2 — Схема влияния отклонения от прямолинейности оси отверстия на собираемость соединения с трехпорным золотником

Полученная выше величина зазора может определяться по формуле (1) при условии, что, например, сопрягаются две поверхности, имеющие номинальную форму. С учетом отклонения формы зазор y определим как $y(x, \omega) = x'_2 - x'_1 + \omega$, где параметры x'_1 и x'_2 соответствуют диаметрам прилегающих поверхностей (окружностей, профилей) сопрягаемых деталей, которые являются базой, служащей для нормирования и количественной оценки отклонений формы.

Для определения распределения зазоров необходимо знать зависимость между отклонением формы и размером, (двумерная плотность распределения $f(x, \omega)$), которую в большинстве случаев определяют экспериментально.

На основе статистических исследований и расчетов установлены зависимости между отклонением от прямолинейности оси отверстия S_{EFL} и величиной зазора ΔEFL в соединениях деталей в виде множителей: 0,13 (для плунжера длиной 11 мм); 0,71 (для плунжера длиной 26 мм); 0,55 (для двухпорного золотника); 2,04 (для трехпорного золотника).

С учетом вышеизложенных соображений условия (3...5) примут вид

$$\varphi'_1(x, \omega) = x'_2 - x'_1 + \omega \geq 0 \quad (6)$$

$$\varphi'_2(x, \omega) = y_{\min} - y(x, \omega) \leq 0; \quad (7)$$

$$\varphi'_3(x, \omega) = y(x, \omega) - y_{\max} \leq 0. \quad (8)$$

Соотношения (6...8) могут быть положены в основу математической модели для оптимизации параметров сборочного процесса.

В результате проведенного статистического анализа точности отверстий 1, 2, обработанных в соответствии с применяемым на предприятии технологическим процессом, было установлено, что широкие поля рассеивания размеров и формы не могут обеспечить заданные технические требования и точность соединений по принципу полной или неполной взаимозаменяемости.

Особенно большие технологические трудности вызывало достижение точности золотниковых отверстий, которые, имея малый диаметр (6мм) и значительную длину (отношение длины отверстия к диаметру равно 6), к тому же пересекаются соединительными и магистральными каналами.

Собираемость соединений с обеспечением гидроплотности затрудняется также тем, что на предприятии предельные размеры понимались так, как это рассматривается в стандартах ЕСДП для общего случая, то есть, на основе двухточечного измерения. Однако для рассматриваемых прецизионных соединений их целесообразно интерпретировать в соответствии с основным принципом ISO 8015 (согласно ГОСТ 25346-89 и ДСТУ ISO 286-1-2002 в таких случаях чертеж детали необходимо дополнить ссылкой «*Tolerancing ISO 8015*», а размер с предельными отклонениями — символом \textcircled{E}).

При такой интерпретации предельным размером отверстия (см. рис.2) является диаметр наибольшего правильного воображаемого цилиндра, который может быть вписан в

отверстие так, чтобы плотно контактировать с наиболее выступающими точками поверхности на длине соединения (размер сопрягаемой детали идеальной геометрической формы, прилегающей к отверстию без зазора), не должен быть меньше, чем предел максимума материала. При этом наибольший диаметр в любом месте отверстия, определенный путем двухточечного измерения, не должен быть больше, чем предел минимума материала.

Кроме того, поскольку при таком толковании размеров наибольшие отклонения формы поверхности отверстия питателя по величине могут приводить к невозможности выполнения соединением служебное назначение, на наш взгляд, следует отдельно нормировать допуски овальности и прямолинейности отверстия.

Постановку задачи определения оптимальных параметров селективной сборки можно осуществить следующим образом. Пусть параметры сопрягаемых деталей имеют расширенные допуски на изготовление, T_1 и T_2 соответственно. Перед сборкой детали сортируются по группам с полями групповых допусков T_i^j (i - номер детали, $i = \overline{1, 2}$, j - номер селективной группы) таким образом, что

$$T_i^j = \{x_i^{(j)} \leq x_i < x_i^{(j+1)}\}, \quad j = 1, 2, \dots, l_i, \quad i = \overline{1, 2},$$

где $x_i^{(j)}$, $x_i^{(j+1)}$ - границы j -й селективной группы для i -й детали, l_i - количество селективных групп для i -й детали. Для рассматриваемого случая $T_1 = T_2$, $l_1 = l_2 = l$. Для удобства дальнейшего анализа параметров процесса сборки условно совместим поля допусков деталей (рис. 3).

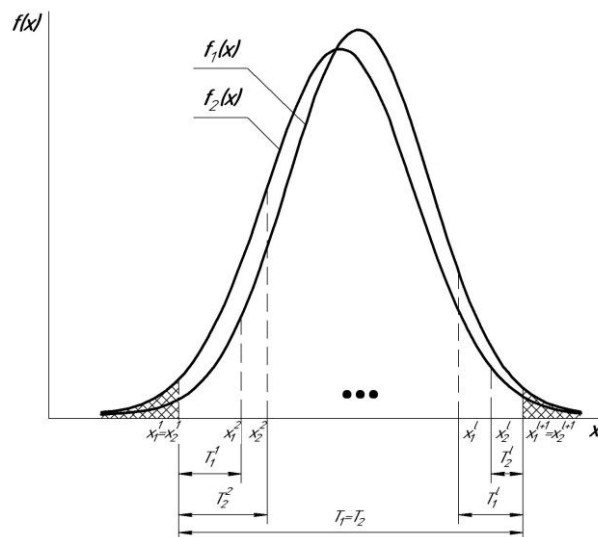


Рис. 3 — Относительное расположение кривых распределения $f_1(x)$ и $f_2(x)$ при совмещении полей допусков с равными допусками

В j -ю селективную группу детали i -го типа попадают с вероятностью

$$P_i^j = \int_{x_i^j}^{x_i^{j+1}} f_i(x) dx, \quad j = 1, 2, \dots, l, \quad i = \overline{1, 2}.$$

В группы с условными номерами 0 и $l + 1$, лежащими за пределами границ допусков $T_1 = T_2$ (заштрихованные области на рис. 3) детали попадают с вероятностями

$$P_i^0 = \int_{-\infty}^{x_i^1} f_i(x) dx, \quad P_i^{l+1} = \int_{x_i^{l+1}}^{\infty} f_i(x) dx, \quad i = \overline{1, 2}.$$

Сумма этих вероятностей составляет вероятность предварительного брака, детали из указанных групп исключены из процесса комплектования. Вероятность получения

сборочных комплектов (СК) j -го типа (тип соответствует номеру группы) можно определить соотношением [1]

$$I_{C\hat{E}}^j = \min \{P_1^j, P_2^j\}.$$

Суммарная вероятность получения СК по всем селективным группам составляет

$$I_{C\hat{E}} = \sum_{j=1}^l I_{C\hat{E}}^j. \quad (9)$$

Вероятность появления некомплектных деталей, образующих в дальнейшем незавершенное производство, равна

$$P_{i\bar{i}} = 1 - I_{C\hat{E}}. \quad (10)$$

Для решения оптимизационных задач в качестве основного критерия может рассматриваться как получение максимально возможного числа сборочных комплектов, так и сведение к минимуму количества незавершенного производства. В качестве варьируемых переменных при решении задач оптимизации процессов комплектования и разработки селективной сборки могут быть: количество селективных групп l , величины групповых допусков T_i^j ($j=1, 2, \dots, l_i$, $i=\overline{1, 2}$) и другие факторы, оказывающие влияние на вид плотностей распределения $f_i(x)$ ($i=\overline{1, 2}$).

Собранное из соответствующих селективных групп изделие должно полностью удовлетворять всем требованиям собираемости и качества (либо соотношениям (3)...(5), либо – (6)...(8)).

Для учета рассмотренных зависимостей, и прежде всего, связи размеров и формы, возможно применение, например, экспериментальных функций, для построения которых необходимо стабилизировать точность обрабатываемых поверхностей с уменьшением поля рассеяния размеров.

В результате проведенных исследований установлено, что основными трудноустраняемыми препятствиями на пути уменьшения зазора между деталями прецизионных пар и уменьшения поля рассеивания являются (см. рис.1,б,в): выступы (локальные отклонения формы) E в золотниковом отверстии против его пересечения с соединительными каналами Π , заусенцы Ш и выпучивания Ц , отклонение от прямолинейности и овальность отверстий, несовпадение K их с осью магистрального канала M , значительная шероховатость.

Были установлены причины появления указанных отклонений. Так, высота H указанных выступов зависит от конструкции прошивки, степени ее затупления, модулей упругости материала инструмента и детали. Появления выступов удалось избежать благодаря разработанной конструкции специальной, «заглаживающей» прошивки из твердого сплава ВК6М (таким образом, обработка этим инструментом дополняет известные [7] виды прошивания - выглаживающее и деформирующее).

Для устранения местных искривлений в начале отверстия отверстие просверливали, протягивали режущими и выглаживающими прошивками до окончательного размера, а затем рассверливали под пробки 5, 6 (см. рис.1,а), что позволило удалить искривленные участки. Образовавшиеся при этом кольцевые заусенцы по краям отверстия и местные выступы B удаляли специальной прошивкой (одновременно с удалением заусенцев Ш - см. рис.1,б,в).

Зазор в сопряжении как замыкающее звено размерной цепи

$$\Delta_{\Sigma} = S_{EFL} + \Delta_{EFK} + \Delta_{EFP} + S_{\min},$$

где Δ_{EFK} — отклонение формы отверстия ($\Delta_{EFK} = 3$ мкм); Δ_{EFP} — отклонение формы (овальность) золотника ($\Delta_{EFP} = 1$ мкм); S_{\min} — минимально необходимый зазор ($S_{\min} = 1$ мкм).

В результате установлено, что для четырех типоразмеров плунжеров и золотников требуется обеспечить отклонение от прямолинейности отверстия в пределах (соответственно) 15; 7; 9; 2,5 мкм.

На основе проведенных исследований разработан основной маршрут

технологического процесса обработки корпусов питателей (см. рис.1): сверление золотниковых и плунжерных отверстий 2 ружейными сверлами, прошивание золотниковых и плунжерных отверстий 1,2 режущими (из Р9) и до окончательного размера выглаживающими прошивками (из ВК6М), сверление магистральных каналов 4, соединительных каналов 3,7, рассверливание и нарезание резьбы 5,6 под пробки, цинкование корпуса, удаление заусенцев и налета цинка из золотниковых и плунжерных 2 отверстий специальными прошивками (из ВК6М).

Составлен также оптимальный маршрут обработки поверхностей золотников и плунжеров: предварительное и окончательное шлифование, промывка, шлифование финишное, промывка, предварительная сортировка на размерные группы с отклонением диаметров не более 0,002 мм, предварительная доводка, промывка, сортировка на размерные группы с отклонением диаметров не более 0,001 мм, окончательная доводка.

Отклонения формы рабочих поверхностей золотников и плунжеров, обеспечиваемые обработкой, составляют: конусообразность — 0,001 мм; овальность — 0,001 (золотники) и 0,002 (плунжеры). Шероховатость поверхности Ra 0,063...0,04мкм.

В соответствии с достигнутой точностью окончательно обработанных прецизионных отверстий, а также диаметров золотников и плунжеров допуски на их обработку приняты одинаковыми $T=0,02$ мм.

Проведенные исследования показали, что с учетом допустимой утечки смазки максимальная величина зазора в сопряжении не должна превышать 0,007—0,010 мм. Минимально допустимая величина зазора принята 0,003 мм, равная максимальной погрешности геометрических форм окончательно обработанных отверстий.

Таким образом, предельные отклонения зазора: $ei=+0,003$; $es=+0,007$.

Как показали расчеты, из условий обеспечения такого замыкающего звена при равномерной разбивке допуска на размеры золотников и плунжеров групповой допуск $T_{гп}=0,002$ мм и, следовательно, количество групп $n=T/T_{гп}=10$.

Сортировка золотников на размерные группы производилась с помощью специального прибора с двумя измерительными головками конструкции

БВ (г. Москва), а плунжеров — с помощью оптикометра (в обоих приборах погрешность измерения составляла $\pm 0,0005$ мм).

Решение поставленной задачи позволило получить оптимальное количество готовых изделий с соблюдением требований к их качеству, а также осуществить рациональное управление процессами изготовления деталей и сборки с минимальным объемом незавершенного производства.

Выводы

1 Построена модель процесса комплектования двух однопараметрических деталей и исследованы факторы, определяющие собираемость прецизионных соединений питателей для двухмагистральных централизованных смазочных систем (ГОСТ 6911 -71).

2 Для повышения собираемости предложено изменить обычно применяемое нормирование предельных отклонений отверстия при двухточечном измерении на интерпретацию в соответствии с основным принципом ISO 8015 и отдельное нормирование отклонений формы (овальность и отклонение от прямолинейности оси).

3 Разработаны конструкции прошивок и составлены оптимальные технологические процессы изготовления деталей, обеспечивающие уменьшение и стабилизацию полей рассеяния отклонений размеров и повышение качества сопрягаемых поверхностей.

4 Предложена оптимальная процедура комплектования соединяемых по принципу групповой взаимозаменяемости золотниковых и плунжерных пар питателя при совпадающих симметричных плотностях распределения и равных групповых допусках на сопряженные поверхности, позволяющая уменьшить объем незавершенного производства, присущего методу селективной сборки.

Литература: 1. Катковник В.Я. Основы теории селективной сборки / В.Я. Катковник, А.И. Савченко. – Л.: Политехника, 1991. – 303 с. 2. Набатников Ю.Ф. Снижение

незавершенного производства при селективной сборке // Технология машиностроения. 2009, №11, С.23-25. **3.** Малахов А.Д. Организация селективной сборки при неравенстве групповых допусков// Сборка в машиностр., приборостр. 2005, №5 , С. 11-13. **4.** Непомилуев В.В. Исследование возможностей повышения качества изделий при сборке // Сборка в машиностр., приборостр. 2007, № 10, С. 9-13. **5.** Мартынов А.П. Управление качеством неподвижных соединений за счет нормирования конструктивно-технологических параметров / Мартынов А.П., Зенкин А.С. Васильев АП. // Сборка в машиностроении, приборостроении, М.: 2010, №9, С.37-41. **6.** ГОСТ 6911 -71 Питатели двухмагистральные централизованных смазочных систем. Введен 01.07.73 М.: ИПК, Издательство стандартов, 1998, 9с. **7.** Розенберг М.А. Твердосплавные протяжки для обработки отверстий методом пластического деформирования, К.: УкрНИИНТИ, 1978, 55с.

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

СОБИРАЕМОСТЬ ПРЕЦИЗИОННЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПО ПРИНЦИПУ ГРУППОВОЙ ВЗАИМОЗАМЕНЯЕМОСТИ НА ОСНОВЕ УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССАМИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ

Мартынов А.П., Филипович О.В., Кноблех В.П., Михайлов Ю.Д.

Построена модель процесса комплектования однопараметрических деталей прецизионного соединения, предложены новые подходы к нормированию точности, разработаны конструкции прошивок, технологические процессы изготовления, оптимальная организация селективной сборки, снижающая объем незавершенного производства. Исследования проведены применительно к соединениям питателей для централизованных смазочных систем (ГОСТ 6911 -71).

СКЛАДАЄМІСТЬ ПРЕЦИЗІЙНИХ З'ЄДНАНЬ ЗА ПРИНЦИПОМ ГРУПОВОЇ ВЗАЄМОЗАМІННОСТІ НА ЗАСАДАХ УПРАВЛІННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИМИ ПРОЦЕСАМИ ВИГОТОВЛЕННЯ

Мартынов А.П., Філіпович О.В., Кноблех В.П., Михайлов Ю.Д.

Побудована модель процесу комплектування однопараметричних деталей прецизійного з'єднання, запропоновані нові підходи до нормування точності, розроблені конструкції прошивок, технологічні процеси виготовлення деталей, оптимальна організація селективного складання зі зниженням об'єму незавершеного виробництва. Дослідження проведені на прикладі з'єднань живильників для централізованих мастильних систем (ГОСТ 6911 -71).

COLLECTING OF PRECISION CONNECTIONS BY A PRINCIPLE OF GROUP INTERCHANGEABILITY ON THE BASIS OF MANUFACTURING PROCESSES CONTROL

Martynov A.P., Filipovich O.V., Knoblokh V.P., Mikhaylov Yu.D.

The model of process of acquisition of one-parametrical details of precision connection is constructed, new approaches to accuracy rationing are offered, the constructions of broaches, technological processes of manufacturing, the optimum organization of selective assembling reducing volume of a work in progress are developed. Investigations were carried out with respect to compounds of feeders for centralized lubrication systems (GOST 6911 -71).

Ключевые слова: Модель комплектования, плотность распределения, отклонения формы, прошивка, сортирование, групповой допуск, селективная сборка.

Ключові слова: Модель комплектування, щільність розподілу, відхилення форми, прошивка, сортування, груповий допуск, селективна збірка.

Keywords: acquisition model, distribution density, a form deviation, a broach, sorting, the group tolerance, selective assembly.

УДК 621.9

Татьянченко А.Г., Брижан Т.М.

ДонНТУ, г. Донецк, Украина, ПГТУ, г. Мариуполь, Украина

ОСОБЕННОСТИ РАЗВИТИЯ ТЕРМОУПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ ДЕТАЛИ ПРИ ЧИСТОВОЙ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ

Серьезным препятствием к повышению точности механической обработки являются термоупругие деформации в зоне резания. Так, при чистовой обработке отверстий даже при минимальных режимах обработки в окрестностях зоны резания могут возникать значительные термоупругие деформации детали и инструмента, которые оказывают негативное влияние на точность обработки, способствуют разбивке отверстия и образованию характерной бочкообразной формы продольного профиля отверстия.

Согласно данным А.Н. Резникова [1] разбивка отверстия при развертывании вследствие нагрева в зоне резания даже при интенсивном охлаждении может достигать 12 мкм и выше. Одной из основных причин образования такой формы отверстия являются термоупругие деформации детали. Поэтому развитие методов определения этих деформаций является важной научной и практической задачей, решение которой позволит прогнозировать точность чистовой обработки отверстий.

Анализ существующих исследований показывает, что на точность обработки отверстий оказывают влияние термоупругие деформации ограниченного объема детали в окрестностях зоны резания, которые возникают вследствие локального нагрева материала детали в результате тепловыделения в зоне резания [2,3]. При этом остальной объем детали практически не нагревается, а область локального нагрева и термоупругих деформаций перемещается вместе с осевым инструментом по мере обработки отверстия. С математической точки зрения определение термоупругих деформаций детали в зоне резания в этом случае представляет собой комплексную задачу термоупругости со сложными граничными условиями, которая может быть решена только на основе численных методов расчета [4,5]. Однако использование таких методов на практике не всегда целесообразно. Поэтому на стадии предварительного проектирования осевого инструмента и разработки технологических процессов необходимо иметь простые аналитические зависимости для определения термоупругих деформаций детали в зоне резания и оценки точности обработки отверстия.

В качестве основы для вывода аналитической зависимости использовалось предположение о локальности зоны нагрева материала детали при обработке отверстий осевым инструментом.

В этом случае решение задачи сводится к определению деформаций кольцевой зоны интенсивного нагрева в окрестностях зоны резания, стесненной ненагретым объемом материала остальной детали и движущейся вдоль отверстия со скоростью подачи (рис.1). Тепловое нагружение детали при обработке отверстия рассматривалось как N последовательных приложений эквивалентного кольцевого теплового источника.

Решение было получено на основе модели формирования термоупругих деформаций при обработке отверстия в цилиндрической втулке, для которой глубина зоны интенсивного нагрева Δ_h мала по сравнению с толщиной втулки Δ (рис.1). Поэтому температурные деформации детали в зоне резания определялись исходя из предположения о том, что основное влияние на величину и характер этих деформаций оказывают деформации зоны интенсивного нагрева $\Delta_1 \times \Delta_h$. Средняя температура этой зоны равна $\Theta^*(x)$. Размеры Δ_1 и Δ_h выбирались так, чтобы в пределах зоны температура детали Θ превышала $0,5\Theta_{\max}$, где Θ_{\max} – температура в зоне резания. При линейном законе изменения температуры внутри зоны ее средняя температура будет равна

$$\Theta^*(x) = 0,75\Theta_{\max}(x) - \Theta_{cp}(x),$$

где $\Theta_{cp}(x) = 4Qn / (\pi L(D^2 - d^2))$ – средняя температура детали при обработке отверстия на глубине x , Q – количество тепла, выделяемое тепловым источником в одном положении, n – число положений кольцевого теплового источника до координаты x .

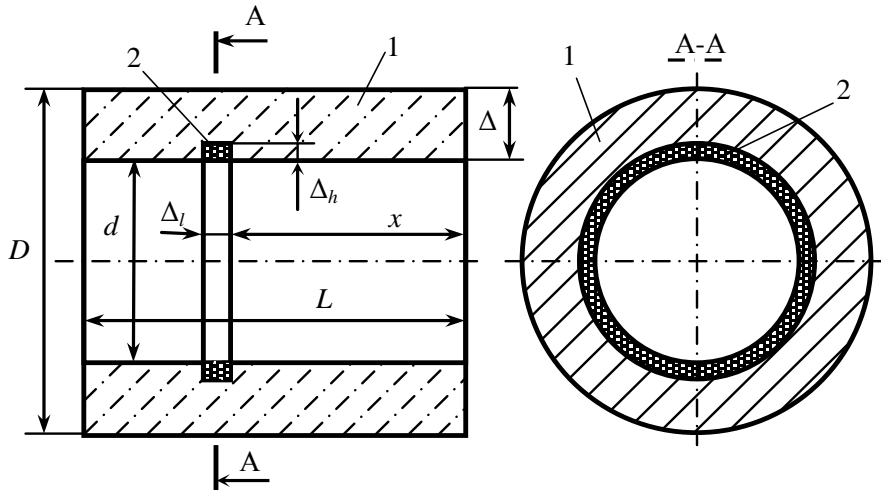


Рис.1 – Схема для определения температурных деформаций детали 1 и зоны интенсивного нагрева 2

Глубина зоны нагрева Δ_h определялась из условия

$$0,5\Theta_{\max} \leq \frac{Q}{2\pi\lambda\tau} \exp\left[-\frac{\Delta_h}{4\omega\tau}\right],$$

где τ – время действия теплового источника в одном положении. Тогда

$$\Delta_h = \sqrt{4\omega\tau_0 \left| \ln \frac{Q}{\Theta\pi\lambda\tau} \right|}. \quad (1)$$

Принятое предположение о локальности зоны нагрева и преобладающем влиянии деформации этой зоны на величину деформации детали в зоне резания позволило рассматривать контактное взаимодействие зоны интенсивного нагрева и остальной детали как взаимодействие двух втулок. Предполагалось, что внутренняя поверхность внешней втулки (детали) и наружная поверхность внутренней втулки (кольцевой зоны нагрева) находятся в плотном контакте. Внутренняя втулка предварительно нагревается до температуры Θ^* , а ее наружный размер r_1 за счет линейного температурного расширения увеличивается на величину $\delta = (r + \Delta_h)\alpha_t\Theta^*$. Температура внешней втулки при этом не изменяется. Тогда условие совместности деформации на контактной поверхности имеет вид

$$u_1(r_1) + u_2(r_1) = \delta,$$

где $u_1(r_1)$ – радиальное перемещение в зоне контакта наружной поверхности внутренней втулки, $u_2(r_1)$ – радиальное перемещение в зоне контакта внутренней поверхности внешней втулки.

На первом этапе рассматривалось только упругое контактное взаимодействие зоны интенсивного нагрева и остальной детали. На втором этапе определялись термоупругие деформации на внутренней поверхности отверстия. Для этого использовались известные уравнения термоупругости в цилиндрических координатах [6]:

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} (\sigma_r - \mu(\sigma_t + \sigma_x)) + \alpha_t \Theta^*,$$

$$\varepsilon_t = \frac{1}{E} (\sigma_t - \mu(\sigma_r + \sigma_x)) + \alpha_t \Theta^*,$$

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E} (\sigma_x - \mu(\sigma_t + \sigma_r)) + \alpha_t \Theta^*.$$

В соответствии с особенностями расположения зоны интенсивного нагрева (рис.2) рассматривались два варианта граничных условий. В первом случае, соответствующем положению теплового источника в начале и конце отверстия, зона интенсивного нагрева имеет возможность расширяться в продольном направлении. Поэтому граничными условиями для зоны интенсивного нагрева будут

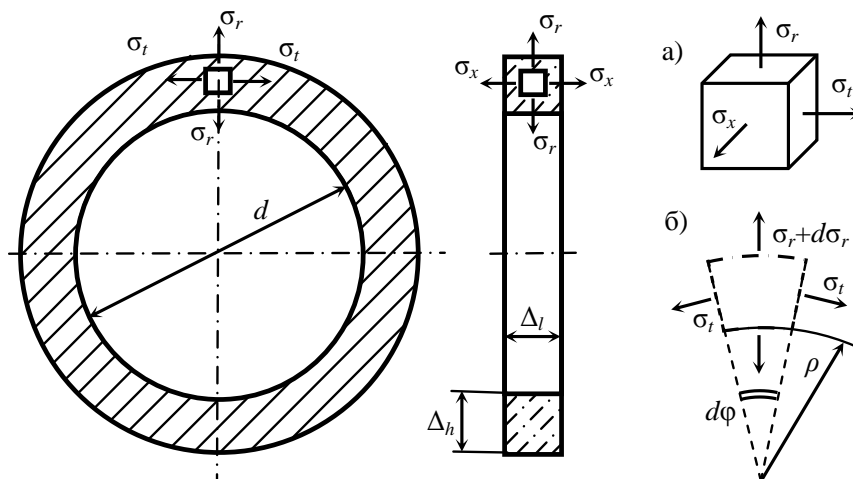


Рис.2 – Напряженно-деформированное состояние зоны интенсивного нагрева

$$\sigma_x = 0, \quad \varepsilon_r = \frac{du}{d\rho}, \quad \varepsilon_t = \frac{u}{\rho}.$$

Термоупругие деформации на внутренней поверхности детали в зоне резания этом случае оказались равны

$$\Delta d_\partial = r\alpha_t \Theta^* - r\alpha_t \Theta^* \frac{(R^2 - (r + \Delta h)^2)}{(R^2 - r^2)} = r\alpha_t \Theta^* \left(1 - \frac{(R^2 - (r + \Delta h)^2)}{(R^2 - r^2)} \right). \quad (2)$$

Согласно (2) при любом соотношении R и r в начале и конце отверстия вследствие температурных деформаций детали отверстие в момент обработки всегда оказывается расширенным, что приводит к его усадке после остывания детали и снятия температурных деформаций. Это связано с тем, что $(r + \Delta h) > r$ и поэтому выражение в скобках в (1) всегда больше нуля. Следовательно, $\Delta d_\partial > 0$, что соответствует расширению отверстия.

Во втором случае, соответствующем положению теплового источника в середине отверстия, зона нагрева находится в стесненном состоянии и не имеет возможности деформироваться в продольном направлении и имеет следующие граничные условия

$$\varepsilon_x = 0, \quad \varepsilon_r = \frac{du}{dr}, \quad \varepsilon_t = \frac{u}{r}.$$

Термоупругие деформации на внутренней поверхности детали в зоне резания этом случае оказались равны

$$\Delta d_{\partial} = r\alpha_t \Theta^* \left(1 - \frac{(1 + \mu)^2 (1 - \mu)(R^2 - (r + \Delta_h)^2)}{(R^2 - r^2) - \mu(R^2 - (r + \Delta_h)^2)} \right). \quad (3)$$

Согласно (3) термоупругие деформации детали в зоне резания могут быть как положительными, так и отрицательными в зависимости от глубины Δ_h зоны интенсивного нагрева.

Рассмотрим особенности формирования продольного профиля отверстия на примере чистового развертывания отверстия $d=16$ мм в цилиндрической втулке ($L=50$ мм, $D=75$ мм) из стали 45. Тепловые потоки и температура в зоне резания определялись согласно [7]. Глубина зоны нагрева Δ_h согласно (1) оказалась равной $\Delta_h = 5,385$ мм. Температурные деформации на поверхности детали в середине отверстия согласно (3) составили $\Delta d_{\partial}(L/2) = -3,1$ мкм, в начале согласно (2) – $\Delta d_{\partial}(0) = 1,1$ мкм, в конце отверстия – $\Delta d_{\partial}(0) = 1,3$ мкм. Такие деформации способствуют разбивке посередине отверстия и его усадке в начале и конце отверстия, что в значительной степени способствует искажению продольного профиля и образованию его характерной бочкообразной формы.

Выводы

Использование зависимостей (2) и (3) для определения термоупругих деформаций детали в зоне резания при обработке отверстий позволило впервые теоретически обосновать возможность образования бочкообразной формы продольного профиля отверстия и доказать, что главной причиной этого являются температурные деформации детали. При этом было показано, что физической основой подобной нелинейности является, во-первых, различный характер контактного взаимодействия нагретой и ненагретой зон детали, во-вторых, стесненный характер нагретого материала.

Зависимости (2) и (3) являются приближенными и могут быть использованы для прогнозирования погрешности обработки отверстий или для разработки мер по повышению точности отверстия за счет изменения параметров режимов резания и геометрии инструмента, входящих в эти зависимости.

Литература: 1. Резников А.Н., Яценко Л.Е. Термоупругие деформации изделия и инструмента в процессе развертывания / Теплофизика технологических процессов. Межвед. науч. сб. – Вып.1. – Саратов: Изд. Саратовского университета, 1973. – С.24–35. 2. Татьяначенко А.Г. Влияние термоупругих деформаций на точность продольного профиля отверстия при чистовой лезвийной обработке // Наукові праці Донецького технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип.110. – Донецьк: ДонНТУ, 2006. – С. 42-48. 3. Малышко И.А., Татьяначенко А.Г. Прогнозирование формы и размеров продольного профиля отверстия при обработке осевым инструментом // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. Вип.17. – Краматорськ: ДДМА, 2005. – С. 30-37. 4. Татьяначенко А.Г. Погрешность профиля продольного сечения отверстия за счет температурных деформаций детали и инструмента // Проблемы создания новых машин и технологий. Науч. тр. КГПУ. Вып.1(10). – Кременчуг, 2001. – С.401–404. 5. Татьяначенко А.Г., Малышко И.А. Прогнозирование точности обработки отверстий по температурным деформаци-

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.

ям детали в зоне резания // Вісник двигунобудування. Научно–технический журнал. – Запорожье: ОАО „Мотор–Січ”, 2004. – №3. – с.80–85 **6**. Тимошенко С.П. Теория упругости. – М.: Наука, 1979. – 560 с. **7**. Татьянченко А.Г. Аналитический способ определения температуры детали в зоне резания при чистовой обработке отверстий / Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинознавство і машинобудування. Випуск 5 (139). – Донецьк: ДонНТУ, 2008. – 177 с., С.81-92.

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

ОСОБЛИВОСТІ РОЗВИТКУ ТЕРМОПРУЖНИХ ДЕФОРМАЦІЙ ДЕТАЛІ ПРИ ЧИСТОВІЙ ОБРОБЦІ ОТВОРІВ

Татьянченко О.Г., Брижан Т.М.

Досліджений процес утворення термопружних деформацій деталі при чистовій обробці отворів. На підставі положення про локальний характер цих деформацій розроблена математична модель та одержана аналітична залежність для визначення радіальних зміщень деталі в зоні різання при чистовій обробці осьовим лезовим інструментом.

ОСОБЕННОСТИ РАЗВИТИЯ ТЕРМОУПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ ДЕТАЛИ ПРИ ЧИСТОВОЙ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ

Татьянченко А.Г. Брижан Т.М.

Исследован процесс образования термоупругих деформаций детали при чистовой обработке отверстий. На основе положения о локальном характере этих деформаций разработана математическая модель и получена аналитическая зависимость для определения радиальных смещений детали в зоне резания при чистовой обработке осевым лезвийным инструментом.

THE FEATURES OF DEVELOPMENT OF THERMO ELASTIC DEFORMATION DETAILS IN FINISHING HOLES

Tatyancenko A.G. Brizhan T.M.

The process of development of thermo elastic deformation details in finishing holes is researched. On the basis of t the local character of these strains is developed the mathematical model and obtained is analytic dependence for determining the radial displacement components in the cutting zone at the axial finishing tools.

Ключевые слова: осевой инструмент, термоупругие деформации, радиальные смещения, чистовая обработка отверстий, локальные деформации.

Ключові слова: осьовий інструмент, термопружні деформації, радіальне зміщення, чистова обробка отворів, локальні деформації.

Keywords: axis tool, thermo elastic deformation, radial displacement, finishing holes, local deformations.

Гевко Б.М., Дячун А.Є., Скиба О.П., Ляшук О.Л., Пік А.І.
ТНТУ імені Івана Пулюя, Тернопіль, Україна
kaf_tm@tu.edu.te.ua

ТЕОРЕТИЧНЕ ОБҐРУНТУВАННЯ ВЗАЄМОДІЇ ГВИНТОВИХ ЗАТИСКНИХ ЕЛЕМЕНТІВ ІЗ ЗАГОТОВКОЮ

Постановка питання

Кількість тонкостінних циліндричних виробів у машинобудуванні з кожним роком збільшується і їх номенклатура розширюється.

Разом із збільшенням частки тонкостінних виробів у загальній масі оброблюваних деталей деталей в машинобудуванні підвищуються і технічні вимоги до точності розмірів, шорсткості оброблюваних поверхонь, форми і їх взаємного розташування, вимоги до точності і якості поверхневого шару.

Основні особливості тонкостінних виробів – їх мала жорсткість, базування і закріплення в пристроях при обробленні, похибки, пов'язані з прикладанням сил і деформуванням їх поверхонь. Тому ці чинники є визначальними при конструюванні затискних пристроїв і виборі раціональних режимів обробки.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Питанням затиску тонкостінних заготовок гвинтовими затискними елементами присвячені праці Корсакова В.С. [1], Кузнєцова Ю.М. [2], Гевка Б.М. [3], Дичковського М.Г. [4] та багатьох інших, однак питання затиску заготовок ГЗЕ різної форми поперечного перетину залишається не вирішеним.

Метою роботи є встановлення умов затиску заготовок ГЗЕ різної форми поперечного перетину та виведення залежності величини натягу від геометричних параметрів ГЗЕ.

Основна частина

При затиску циліндричних заготовок по зовнішньому діаметру гвинтових затискних елементів круглого поперечного перерізу на витки діє момент сил тертя, який визначається із залежності:

$$M = 0,5\pi D_b^2 z_0 q \cos^{-1} \alpha \quad (1)$$

де D_b – діаметр поверхні заготовки у зоні спряження із затискним елементом, мм;

z_0 – кількість витків пружного затискного елемента;

α – кут нахилу гвинтової лінії витків пружного затискного елемента, град;

q – радіальне розподільне навантаження Н/мм.

Відомо, що радіальне навантаження визначають так:

$$q = 8EI\zeta D_b^{-4} \tau, \quad (2)$$

де I – момент інерції перерізу витка відносно його осі, мм⁴;

E – модуль нормальної пружності, Па;

ζ – величина натягу, мм;

τ – коефіцієнт, що враховує особливості фрикційної взаємодії витків із затискуваною заготовкою.

У процесі затиску радіальна деформація пружного елемента повинна перевищити величину зазору між робочою поверхнею робочого елемента та затискуваною поверхнею заготовки, тобто $\Delta D \geq S$.

Для випадку гвинтового затискного елемента (ГЗЕ), навантаженого лише крутним моментом, зміна діаметра його витків визначається за відомою формулою (1):

$$\Delta D = 0,5MD_b^2 \cos^{-1} \alpha \left(2(GI_k)^{-1} \sin^2 \alpha + (EI)^{-1} \cdot \cos 2\alpha \right), \quad (3)$$

де G – модуль пружності при зсуві, МПа;

I_k – момент інерції при крученні перерізу ГЗЕ, мм⁴;
або

$$\Delta D = 0,5MD_b^2 \cos^{-1} \alpha (2C^{-1} \sin^2 \alpha + B^{-1} \cos 2\alpha), \quad (4)$$

де C – жорсткість при крученні витка, Н·мм/рад;

B – жорсткість при згині витка, Н·мм/рад.

Для випадку ГЗЕ, навантаженого лише подовжнім осьовим зусиллям (створюване штоком чи іншим пристроєм) (при цьому торці можуть вільно повертатись навколо поздовжньої осі ГЗЕ) [1]:

$$\Delta D = -PD_b^3 z_0 \sin \alpha (0,5(GI_k)^{-1} - 0,25(EI_k)^{-1} \cos 2\alpha \cos^2 \alpha). \quad (5)$$

Для випадку ГЗЕ, навантаженого одинично поздовжнім осьовим зусиллям та крутним моментом:

$$\Delta D = -PD_b^3 z_0 \sin \alpha \left(0,5(GI_k)^{-1} - 0,25(EI)^{-1} \frac{\cos 2\alpha}{\cos^2 \alpha} \right) - 0,5MD_b^2 \cos^{-1} \alpha (2(GI_k) \sin^2 \alpha + (EI)^{-1} \cos 2\alpha). \quad (6)$$

Модуль пружності при зсуві визначають із залежності:

$$G = 0,5(1 + \mu) \cdot E, \quad (7)$$

де μ – коефіцієнт Пуассона.

Як приклад, розглянемо затиск за допомогою гвинтового елемента, навантаженого лише крутним моментом. Використовуючи вирази (1), (2) та (4) і (7) згідно умови затиску $\Delta D \geq S$, одержимо:

$$\zeta \geq 0,5S(\pi z_0 f)^{-1} (tg^2 \alpha [4II_k^{-1}(1 + \mu) - 1] + 1), \quad (8)$$

де f – коефіцієнт тертя між ГЗЕ і заготовкою.

При розрахунку жорсткості при крученні (тобто параметра C) використовують коефіцієнт η , значення якого наводиться у довідниках.

Значення величини II_k^{-1} для затискних гвинтових елементів змінюється в межах 0,37...0,6. У найпростішому випадку для ГЗЕ круглого поперечного перетину $II_k^{-1} \approx 0,5$.

Враховуючи значення I та I_k для різних видів затискних елементів легко визначити умови затиску.

Умову затиску заготовки робочим гвинтовим елементом круглого поперечного перерізу (рис. 2, а) визначають із залежності:

$$\zeta \geq S \left(2\pi z_0 \tau f (2\mu tg^2 \alpha + 1) \right)^{-1}. \quad (9)$$

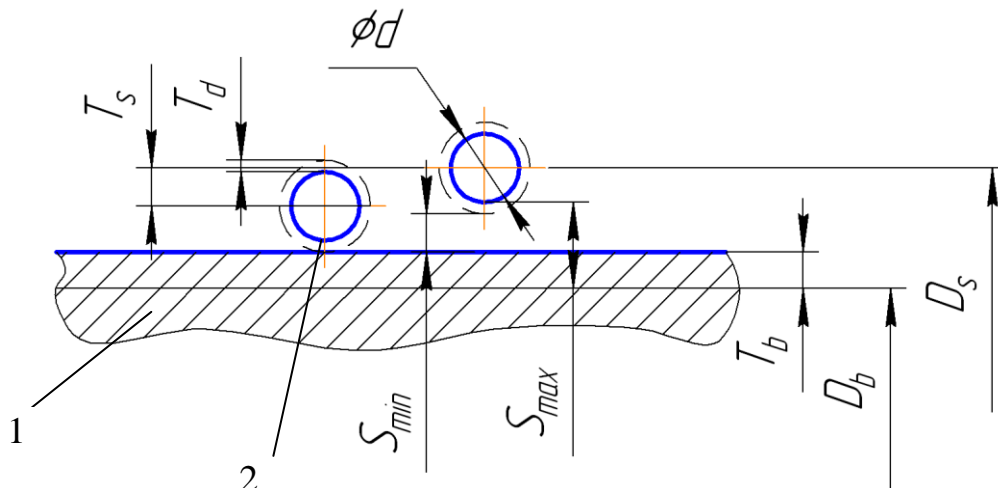


Рис. 1 – Розрахункова схема розміщення допусків при закріпленні заготовки 1 за допомогою пружних гвинтових елементів 2 затискного пристрою

Для гвинтового елемента з профілем поперечного перерізу витка у вигляді кола з лискою (рис. 2, б):

$$\begin{aligned} \zeta \geq S [2\pi z_0 \tau f(\pi - 0,0156(2\psi - 0,5 \sin 4\psi))] 64 \times \\ \times \cos^{-2} \alpha (0,039 \sin^2 \alpha (1 + \mu) - 0,037(0,5(1 - \cos \psi))^{-3,75} + \\ + 64 \cos 2\psi (\pi - 0,0156(2\psi - 0,5 \sin 4\psi)^{-1}). \end{aligned} \quad (10)$$

Для гвинтового елемента з профілем поперечного перерізу витка у вигляді кола з двома лисками (рис. 2, в):

$$\begin{aligned} \zeta \geq S(2\pi z_0 \tau f(\frac{r^4}{1024}(2\psi - 0,5 \sin 4\psi) + (r\tilde{\Omega} + 0,5B)^2 - \\ - 0,5r^2(2\psi - \sin 2\psi) + \eta H_0 B^3) \cos^{-2} \alpha ((4 \sin^2 \alpha (1 + \mu)(0,592r^4(0,5(1 - \cos \psi))^{3,3} + \\ + (r\tilde{\Omega} + 0,5B)^2(0,5r^2(2\psi - \sin 2\psi) + \eta H_0 B^3)^{-1} + \cos 2\psi \times (\frac{r^4}{1024}(2\psi - 0,5 \sin 4\psi) + \\ + (r\tilde{\Omega} + 0,5B)^2(0,25r^2(2\psi - \sin 2\psi) + \eta H_0 B^3)^{-1}))^{-1}, \end{aligned} \quad (11)$$

$$\text{де } \tilde{\Omega} = \frac{4 \sin^3 \psi}{3(2\psi - \sin 2\psi)} - \cos \psi.$$

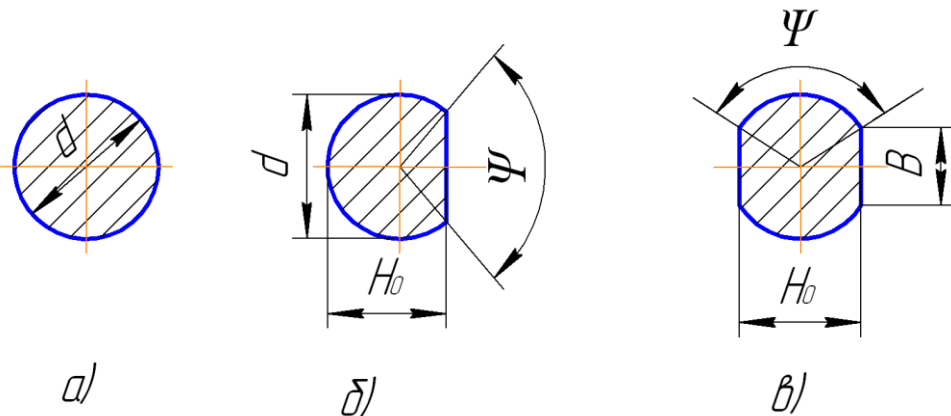


Рис. 2 - Схеми форм поперечних перерізів ГЗЕ у вигляді: а – кола; б – кола з лискою; в – кола з двома лисками

Для гвинтового елемента з профілем поперечного перерізу витка у вигляді кола з двома лисками (рис. 2, в):

$$\begin{aligned} \zeta \geq S(2\pi z_0 \tau f(\frac{r^4}{1024}(2\psi - 0,5 \sin 4\psi) + (r\tilde{\Omega} + 0,5B)^2 - \\ - 0,5r^2(2\psi - \sin 2\psi) + \eta H_0 B^3) \cos^{-2} \alpha ((4 \sin^2 \alpha (1 + \mu)(0,592r^4(0,5(1 - \cos \psi))^{3,3} + \\ + (r\tilde{\Omega} + 0,5B)^2(0,5r^2(2\psi - \sin 2\psi) + \eta H_0 B^3)^{-1} + \cos 2\psi \times (\frac{r^4}{1024}(2\psi - 0,5 \sin 4\psi) + \\ + (r\tilde{\Omega} + 0,5B)^2(0,25r^2(2\psi - \sin 2\psi) + \eta H_0 B^3)^{-1}))^{-1}, \end{aligned} \quad (12)$$

$$\text{де } \tilde{\Omega} = \frac{4 \sin^3 \psi}{3(2\psi - \sin 2\psi)} - \cos \psi.$$

З урахуванням допусків відхилень розмірів затискного елемента та затискної оправки

(рис. 1):

$$S = T_d + T_b + T_s, \quad (13)$$

де T_d – допустиме відхилення профіля поперечного перерізу витка, мм;

T_b – допустиме відхилення затискуваної заготовки, мм;

T_s – величина зміни діаметра витків при затискуванні, мм.

На основі формули (13):

$$S_{\max} = T_d + T_s; S_{\min} = 0$$

Таким чином, умова яка гарантує затиск із урахуванням точності виготовлення гвинтового пружного елемента та відхилень діаметра затискуваної деталі описується виразом (14). Конкретні приклади для різних видів профілів затискних елементів представлено залежностями (1)-(5).

Для витка круглого поперечного перерізу умова, яка гарантує затиск заготовки буде наступною:

$$\zeta \geq 0,5(\pi z_0 (2\mu \operatorname{tg}^2 \alpha + 1))^{-1} (T_d + T_s + T_b) \quad (14)$$

На основі формули (14) на рис. 3 і 4 представлено графічні залежності величини натягу від геометричних параметрів ГЗЕ.

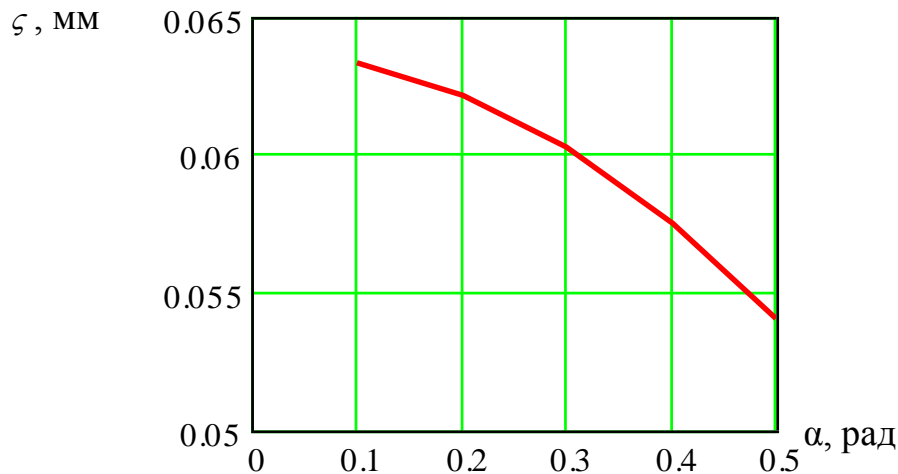


Рис. 3 – Графік залежності натягу від кута нахилу гвинтової лінії затискного елемента

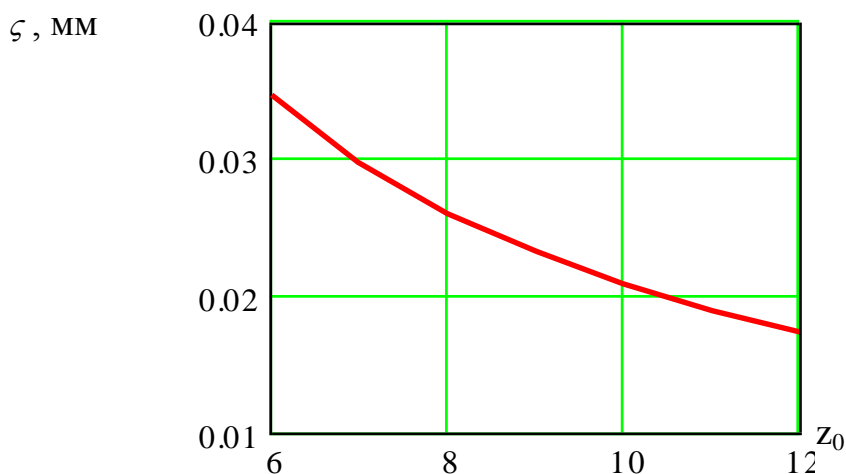


Рис. 4 – Графік залежності натягу від кількості витків затискного елемента

З приведених графіків видно, що із збільшенням кількості витків та кута нахилу гвинтової лінії гвинтового затискного елемента величина натягу зменшується.

Висновки

1. Теоретично обґрунтовано взаємодія гвинтових затискних елементів круглого поперечного січення та із лисками з однієї і двох сторін з циліндричними заготовками.
2. Виведені аналітичні залежності для визначення величини натягу ГЗЕ з вище перерахованими поперечними січеннями.
3. Встановлено умову затиску заготовки гвинтовим затискним елементом.

Література: 1. Корсаков В. С. Основы конструирования приспособлений: учебник для вузов // 2-е изд., – М.: Машиностроение, 1983. – 277 с. 2. Кузнецов Ю. Н., Волошин В. Н., Неделчева П. М., Эль-Дахаби Ф. В. Зажимные механизмы для высокоскоростной и прецизионной обработки резанием. В двух частях. под. ред. Ю. Н. Кузнецова, — К.: ООО «ЗМОК» — ООО «Гнозис». ч.2, 2010. — 466с. 3. Гевко Б.М., Дичковський М.Г., Матвійчук А.В. Технологічна оснастка. Контрольні пристрої. – Кондор, 2009. - 220 с. 4. Дичковський М.Г. Технологічна оснастка. Тернопіль, ТДТУ. – 2001. – 278 с. 5. Пат. 20308 UA, МПК B65G 33/00 Стенд для дослідження характеристик затискних патронів. / Кочубинська О.П., Гевко І.Б., Васильків В.В. (UA) заявник і патентовласник Тернопільський державний технічний університет ім. Івана Пулюя (UA). - № u 2009048397; заявл. 26.07.2007; опубл. 15.01.2008.

Рецензент: **Мироненко Є.В.**, д.т.н., проф., ДДМА

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ВИНТОВЫХ ЗАЖИМНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С ЗАГОТОВКОЙ

Гевко Б.М., Дячун А.Е., Скуба О.П., Ляшук О.Л., Пик А.И.

Теоретически обосновано взаимодействие винтовых зажимных элементов круглого поперечного сечения и с лысками с одной и двух сторон с цилиндрическими заготовками. Выведены аналитические зависимости для определения величины натяжения ГЗЕ с выше перечисленными поперечными сечениями.

ТЕОРЕТИЧНЕ ОБҐРУНТУВАННЯ ВЗАЄМОДІЇ ГВИНТОВИХ ЗАТИСКНИХ ЕЛЕМЕНТІВ ІЗ ЗАГОТОВКОЮ

Гевко Б.М., Дячун А.Є., Скиба О.П., Ляшук О.Л., Пік А.І.

Теоретично обґрунтовано взаємодія гвинтових затискних елементів круглого поперечного січення та із лисками з однієї і двох сторін з циліндричними заготовками. Виведені аналітичні залежності для визначення величини натягу ГЗЕ з вище перерахованими поперечними січеннями.

THEORETICAL SUBSTANTIATION OF INTERACTION OF SCREW CLAMPING ELEMENTS WITH A WORKPIECE

Hewko B.M., Diachyn A.Y., Skyba O.P., Liashuk O.P., Pik A.I.

The interaction of screw clamping elements of a round cross-section and coots with one and two sides of the cylindrical workpieces is substantiated. Analytical dependences for determining the magnitude of SCE tension with the above mentioned cross-section are developed.

Ключевые слова: винтовой зажимной элемент, заготовка, натяжение, поперечное сечение.

Ключові слова: гвинтовий затискної елемент, заготовка, натяг, поперечний переріз.

Key words: screw clamping elements, workpiece, tension, cross-section

Єрошенко А.М.
ЧГТУ, м. Чернігів, Україна

АКРЕДИТАЦІЯ ВИМІРЮВАЛЬНИХ І КАЛІБРУВАЛЬНИХ ЛАБОРАТОРІЙ В УМОВАХ МАШИНОБУДІВНОГО ПІДПРИЄМСТВА

Науково-технічний прогрес потребує інтенсивного розвитку метрологічного забезпечення сучасного виробництва, що необхідно для створення нових технологій та вдосконалення засобів технічного контролю. На сучасному етапі перед метрологією стоїть ряд важливих і невідкладних завдань.

У галузі одиниць вимірювань одним із важливих завдань є уніфікація їх на базі широкого впровадження Міжнародної системи одиниць (СІ). Незважаючи на універсальність цієї системи, ще багато одиниць вимірювання є позасистемними і потребують систематизації та уніфікації.

Значно підвищуються вимоги до засобів вимірювання найвищого рівня — еталонів. Точність вимірювання у промисловості у багатьох випадках наближається до граничних технічних меж. На черзі використання знань фундаментальних наук, атомних сталей (енергетичних переходів, випромінювань та ін.), які характеризуються високою стабільністю, для розробки нових, більш досконалих і точних еталонів, а також засобів виміральної техніки.

Зросли вимоги до самої системи передачі розміру одиниці фізичної величини від еталона зразковим засобам вимірювання, а від них — технічним засобам за умови найменшої втрати точності, особливо у промислових процесах. Сучасні еталони і способи передачі розміру одиниці фізичної величини мають бути бездоганними і відповідати вимогам еталона.

Розвиток інформаційно-вимірвальних систем на базі електронно-обчислювальних машин потребує розробки нового метрологічного забезпечення таких систем і розробки теорії вимірювання такими системами.

Актуальною сьогодні є проблема розробки інтелектуальних датчиків і на їх базі систем автоматичного контролю, прогнозування та діагностики складних технологічних процесів та наукових досліджень.

Як наукова основа вимірвальних систем метрологія повинна забезпечувати надійність, достовірність і правильність виміральної інформації, а також законодавчо регламентувати єдність вимірювань у державі, єдність методів і одноманітність засобів контролю за технологічними процесами і продукцією. Метрологія, узагальнюючи практичний досвід вимірювань, регулює розвиток виміральної техніки та методів вимірювань.

Одним із важливих завдань метрології є впровадження методів кваліметрії для контролю за якістю виготовлюваної продукції [1].

Згадані проблеми є загальними для всіх суб'єктів метрологічної діяльності незалежно від державної належності. С точки зору держави актуальним є впровадження регламенту міжнародного стандарту ISO/IEC 17025 — Загальні вимоги до компетентності випробувальних і калібрувальних лабораторій, який встановлює загальні вимоги до компетентності лабораторій в проведенні випробувань або калібрувань, включаючи відбір зразків, випробування і калібрування, що проводяться за стандартними і нестандартними методиками, і методах розроблених лабораторією.

Згаданий стандарт застосовується для всіх організацій, що здійснюють випробування та калібрування. До їх числа входять, наприклад, лабораторії, що є першою, другою або третьою стороною, а також лабораторії, де проводяться випробування та калібрування, що становлять частину контролю і сертифікації продукції.

Метою роботи є аналіз проблеми впровадження стандарту ISO/IEC 17025 в умовах

вимірювальних і калібрувальних лабораторій машинобудівних підприємств України і визначення особливостей атестації метрологічного забезпечення сучасних технологій.

Стандарт ISO/IEC 17025 розповсюджується на всі лабораторії незалежно від чисельності персоналу або видів їх діяльності в області випробувань і калібрувань. В тому випадку, якщо лабораторія не здійснює один або більш видів діяльності, встановлених стандартом, таких як відбір зразків і проектування або розробка нових методів, вимоги відповідних розділів на них не розповсюджуються.

Стандарт є результатом великого досвіду впровадження Керівництва ISO/IEC 25 і EN 45001, замість яких він тепер діє. У ньому містяться всі вимоги, яким випробувальні та калібрувальні лабораторії повинні відповідати, якщо вони мають намір показати, що в них діє система якості, що вони технічно компетентні і здатні отримувати технічно обґрунтовані результати.

Органам з акредитації, визнають компетентність випробувальних та калібрувальних лабораторій, слід засновувати свою діяльність на цьому стандарті.

Розділи стандарту містять вимоги до розумного управління і до технічної компетентності в галузі випробувань або калібрування, які проводить лабораторія.

Запровадження систем якості в цілому посилило необхідність упевнитися в тому, що лабораторії, що входять до складу різноманітних підприємств, можуть використовувати системи якості, що вважаються відповідними ISO 9001 або ISO 9002 і згаданому стандарту (ISO/IEC 17025). Особлива увага зверталася на включення всіх вимог ISO 9001 та ISO 9002, які відносяться до випробувань і калібрування, що проводяться у відповідності з системою якості лабораторії.

Таким чином, випробувальні та калібрувальні лабораторії, виконують вимоги цього стандарту, будуть діяти і відповідно до вимог ISO 9001 або ISO 9002.

Сертифікація за ISO 9001 та ISO 9002 ще не демонструє компетентності лабораторії отримувати технічно обґрунтовані дані та результати.

Визнання результатів випробувань і калібрувань різними країнами слід сприяти в тому випадку, якщо діяльність лабораторії регламентується цим стандартом і має акредитацію з органів, які уклали угоди про взаємне визнання з подібними органами в інших країнах на основі цього стандарту.

Застосування цього стандарту має сприяти співпраці між лабораторіями та іншими органами, а також обміну інформацією, досвідом та гармонізації стандартів і процедур [2].

Одна з умов визнання результатів роботи українських випробувальних і калібрувальних лабораторій на міжнародному рівні є підписання угоди про визнання між Національним агентством з акредитації України (НААУ) та Європейською асоціацією з акредитації (EA). На жаль, таку угоду до сьогодні не укладено, що спонукає лабораторії, яким потрібно визнання результатів за межами України, акредитуватись в органах з акредитації інших країн.

Згаданий стандарт дозволяє атестувати систему управління якістю, діяльність якої регламентується ISO 9001 та ISO 9002. Управління якістю продукції встановлює, забезпечує й підтримує необхідний рівень якості продукції при її розробці, виробництві й експлуатації або споживанні, що забезпечується шляхом систематичного контролю якості й цілеспрямованого впливу на умови й фактори, які впливають на якість продукції.

Існування продукції починається з її розробки (проектування) і навіть з передпроектної стадії — складання технічного завдання на проектування. На цій же стадії починає формуватися якість продукції [3].

Технічне завдання встановлює службове призначення, технічні характеристики, показники якості й техніко-економічні вимоги, пропонувані до розроблювального виробу, виконання необхідних стадій розробки конструкторської документації і її склад, а також спеціальні вимоги до виробу.

Система управління якістю примушує виробника проводити ретельний аналіз технічного завдання. Крім того технічна пропозиція (сукупність конструкторських

документів, що містять, як правило, кілька різних варіантів можливих рішень виробів, порівняльної оцінки їх з обліком конструктивних й експлуатаційних особливостей розроблювальних й існуючих виробів, а також патентних матеріалів) повинна відповідати вимогам ISO 9001 та ISO 9002.

На підставі технічного проекту створюється робоча конструкторська документація на виріб. На стадії проектування закладаються всі основні показники якості майбутнього виробу з урахуванням необхідного оптимального рівня якості й технічних можливостей виробництва. Варто прагнути заздалегідь оцінити й задати виконавцям чисельні значення не тільки показників призначення, але й показників надійності, рівня стандартизації й уніфікації, патентно-правові й інші показники якості.

На стадії виготовлення намічені при проектуванні властивості продукції здобувають реальне втілення у виробі. І чим точніше й повніше фактичні показники якості виготовленого виробу збігаються з показниками, зафіксованими в проектно-конструкторській документації, тим ефективніше діє система управління якістю. Контроль фактичних показників якості проводять лабораторії і спеціалісти, які атестовані згідно стандарту ISO/IEC 17025.

Однак далеко не всі властивості продукції формуються в процесі її виготовлення. Так, більшість показників призначення (універсальність, продуктивність, вага й габаритні розміри), показники стандартизації й уніфікації, патентно-правові й технологічні показники, частина ергономічних й естетичних показників (досконалість форми, зусилля на органі керування) і ряд інших не залежать від технологічного процесу.

Навпроти, більшість показників надійності (термін служби, імовірність безвідмовної роботи, середній термін зберігання), стабільність властивостей виробів у партії, відсоток дефектних виробів, якість обробки й інші практично повністю залежать від досконалості технологічного процесу.

На підставі вищезгаданого пропонується схема формування якості продукції в процесі виробництва (рисунк 1), яка показує, що в самому загальному виді якість виготовленої продукції залежить від якості моделі (представленої в металі або у вигляді комплекту конструкторської документації) і від якості виготовлення продукції.

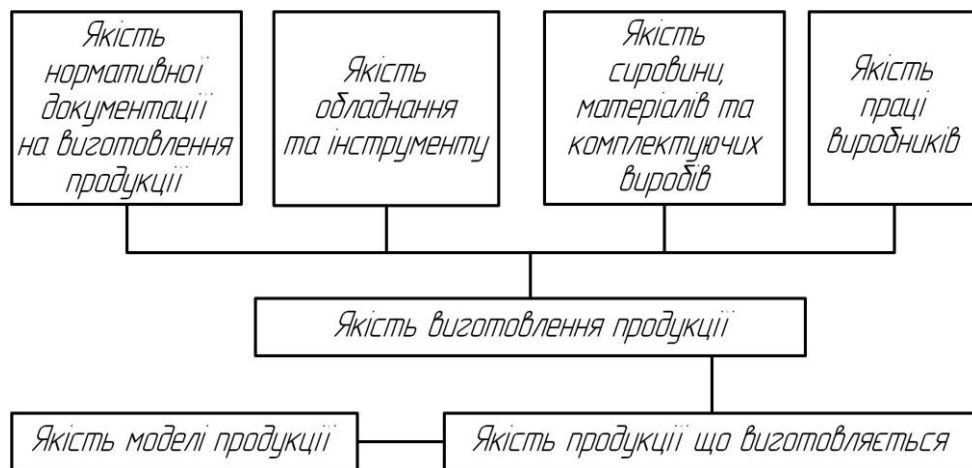


Рис. 1 – Складові елементи якості виготовлення продукції

Тому можна визначити основні характеристики технологічного процесу з точки зору його впливу на якість продукції:

- оснащеність виробництва новими і сучасними видами технологічного устаткування, інструмента й обладнання;
- стан технічної оснащеності й організації служб контролю якості продукції;
- якість використовуваних матеріалів, напівфабрикатів і комплектуючих виробів;

- рівень автоматизації технологічних процесів і контрольних операцій;
- кваліфікація працівників;
- рівень стандартизації, уніфікації й типізації технологічних процесів і технологічної документації.

Визначну роль у підвищенні якості машин відіграє вимірювальна техніка. У машинобудуванні майже 90 % всіх вимірів складають лінійні й кутові [3].

Зростання продуктивності складальних операцій і поліпшення якості виготовлення машин потребують неупинного підвищення точності засобів для лінійних вимірювань. При цьому для сучасного виробництва характерно використання прецизійних вимірювальних приладів в умовах цеху на кожному робочому місці, що, в свою чергу, потребує підвищення їх надійності, скорочення строків створення і освоєння та значного підвищення випуску нових приладів. Тому впровадження стандарту ISO/IEC 17025 ускладнюється тим, що велика чисельність засобів вимірювань и метрологічних процедур проводиться не в лабораторіях, а на робочих місцях.

Стандарт ISO/IEC 17025 передбачає можливість вимірювань поза лабораторіями. Система управління лабораторією повинна охоплювати роботи, що виконуються на основній території, у віддалених місцях, а також на тимчасових або пересувних точках. Якщо лабораторія входить до складу підприємства, що здійснює діяльність, відмінну від випробувань або калібрування, обов'язки керівництва підприємства, що приймає участь або має вплив на діяльність лабораторії, повинні бути чітко визначені, щоб ідентифікувати потенційні конфлікти інтересів.

Організаційні заходи на підприємстві повинні бути такими, щоб підрозділи, інтереси яких знаходяться в конфлікті з діяльністю метрологічної лабораторії, такі як виробництво, комерційний маркетинг або фінансовий відділ, не чинили негативного впливу на відповідність лабораторії цьому стандарту.

Якщо лабораторія хоче бути визнана лабораторією третьою стороною, вона повинна бути здатною продемонструвати, що вона неупереджена і що ні вона, ні її співробітники не відчувають ніякого комерційного, фінансового або іншого тиску, яке могло б вплинути на їх технічну діяльність. Функціонування лабораторії повинна регламентуватися лише стандартом і їй не слід займатися діяльністю, яка може поставити під загрозу віру в незалежність їх судження і чесність у зв'язку з їх діяльністю з проведення випробувань і калібрувань.

Під час підготовки до акредитації не усі лабораторії можуть користуватися рекомендаціями визнаних європейських фахових організацій — EA, EUROLAB, EURACHEM, ILAC тощо. Тому для полегшення впровадження стандарту ISO/IEC 17025 Асоціацією "Українські акредитовані органи з оцінки відповідності" (УкрАО) розроблені рекомендації СТУ-Р УкрАО 913.12:2006 „Рекомендації з впровадження стандарту ISO/IEC 17025” і СТУ-Р 913.15:2007 „Рекомендації з метрологічного забезпечення випробувальних і калібрувальних лабораторій”. Але ці рекомендації мають ряд зауважень від науковців і практичних метрологів. Ряд авторів відмічають некоректність окремих пунктів Рекомендацій і невідповідність їх до чинного законодавства України [4].

Література: 1. Цюцюра С.В., Цюцюра В.Д. Метрологія, основи вимірювань, стандартизація та сертифікація. – К.: Знання, 2005. – 242с. 2. ISO/IEC 17025:2006. General requirements for the competence of testing and calibration laboratories. Загальні вимоги до компетентності випробувальних і калібрувальних лабораторій. 3. Контроль качества продукции машиностроения / под ред. А.Э. Артеса. – М.: Издательство стандартов, 1974. – 448с. 4. Новіков, В. Рекомендації УкрАО з метрологічного забезпечення лабораторій: невідповідності вимогам ISO/IEC 17025 та чинного законодавства / В. Новіков, А. Коцюба. - // Стандартизація, сертифікація, якість : Науково-технічний журнал. - 2007. - № 2. - С. 37-41.

Рецензент: **Мироненко Є.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

АКРЕДИТАЦІЯ ВИМІРЮВАЛЬНИХ І КАЛІБРУВАЛЬНИХ ЛАБОРАТОРІЙ В
УМОВАХ МАШИНОБУДІВНОГО ПІДПРИЄМСТВА

Єрошенко А.М.

У статті проведено аналіз міжнародного стандарту ISO/IEC 17025. Визначені особливості впровадження його у вимірвальних і калібрувальних лабораторіях машинобудівних підприємств. Проаналізована проблема компетентності і атестації вимірвальних і калібрувальних лабораторій в умовах системи управління якістю.

АККРЕДИТАЦИЯ ИЗМЕРИТЕЛЬНЫХ И КАЛИБРОВОЧНЫХ ЛАБОРАТОРИЙ В
УСЛОВИЯХ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРЕДПРИЯТИЯ

Ерошенко А.М.

В статье проведен анализ международного стандарта ISO/IEC 17025. Определены особенности его внедрения в измерительных и калибровочных лабораториях машиностроительных предприятий. Проанализирована проблема компетентности и аттестации измерительных и калибровочных лабораторий в условиях системы управления качеством.

ACCREDITATION OF MEASUREMENTS AND GAUGE LABORATORIES IS IN THE
CONDITIONS OF MACHINE-BUILDING ENTERPRISE

Eroshenko A.M.

In article analyzes the international standard ISO/IEC 17025. The specifics of its implementation in the measurement and calibration laboratories of engineering enterprises. The problems of competence and evaluation of measurement and calibration laboratories under a quality management system.

Ключевые слова: Анализ, стандарт, калибр, внедрение, предприятие, качество, система.

Ключові слова: Аналіз, стандарт, калібр, впровадження, підприємство, якість, система.

Keywords: Analysis, standard, caliber, introduction, enterprise, quality, system

Лобанов Д.В., Янюшкин А.С., Рычков Д.А.

ГОУ ВПО «БрГУ», г. Братск, Россия

mf_nauka@brstu.ru

ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ ПОДГОТОВКА ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ СБОРНЫМ ФРЕЗЕРНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

В настоящее время одним из основных способов получения материалов с заданными свойствами является создание композиций на основе известных широко используемых в практике веществ. Необходимым требованием комбинирования различных компонентов является создание нового материала более сложной структуры и с новым комплексом свойств при сохранении индивидуальности каждого компонента. Создание композиционных материалов преследует две цели - во-первых, удешевление материалов, получаемых на основе тех или иных веществ и, во-вторых, придание этим материалам желаемого комплекса свойств, в частности, повышенной прочности, жесткости, теплостойкости и т.п. Композиционные материалы, представляют собой металлические и неметаллические матрицы (основы) с заданным распределением в них упрочнителей (волокон, дисперсных частиц и др.); при этом эффективно используются индивидуальные свойства составляющих композиций.

В процессе обработки таких материалов величины параметров процесса резания определяются степенью закрепления и сопротивления имплантированного наполнителя в матрице, определяемой преимущественно прочностными характеристиками и угловыми параметрами используемых инструментов. Для удовлетворения заданным требованиям необходимо использовать соответствующим образом выбранные режущие инструменты, характеризующиеся высокой стабильностью геометрических параметров в течение продолжительного срока эксплуатации. При обработке рекомендуется задавать малые углы заострения режущего клина, что интенсифицирует процесс износа инструмента и приводит к выкрашиванию его режущих кромок. Указанные дефекты режущих кромок, наряду с фактором их затупления, во многих случаях не позволяют достичь в процессе обработки функциональных поверхностей изделий из композиционных материалов нужного уровня качества.

Применение сборных конструкций в этом случае позволяет значительно увеличить возможности режущего инструмента. Использование резцовых вставок, оснащенных различными видами инструментальных материалов, позволяет учитывать рекомендации по сочетаниям инструментального и обрабатываемого материалов, заменяя только режущие элементы в корпусе, без необходимости снятия со станка всей конструкции инструмента. Кроме того, имеется возможность варьировать геометрические параметры фрез для определенных условий обработки, менять технологическое назначение инструмента (например, профиль режущей кромки и т.д.). При этом корпус инструмента и элементы крепления не меняются, что позволяет экономить конструкционные материалы. В целом, такие конструкции инструмента повышают его универсальность и находят все большее применение в современном производстве.

Номенклатура инструмента, имеющегося в распоряжении предприятий на сегодняшний день, весьма обширна. В связи с этим, принятие синтезированных решений при выборе того или иного инструмента для реальных условий производства требует больших временных затрат у технологов, занимающихся подготовкой производства и, в частности, подготовкой инструмента к работе. Рациональный выбор оптимальных характеристик режущего инструмента для заданных условий предприятия является неременным этапом подготовки производства. Проблема, связанная с автоматизацией этого процесса, остается актуальной на сегодняшний день.

Одним из путей решения этой проблемы является создание базы данных инструментов, имеющихся в распоряжении предприятий. Это позволит хранить необходимую инфор-

мацію об основних характеристиках и конструктивных особенностях имеющихся в наличии инструментов, вести их учет и сравнительный анализ.

С этой целью нами разработаны методики моделирования и создания базы данных сборных конструкций инструментов для обработки композиционных материалов. Режущий инструмент представляет собой систему, внутри которой существуют сложные связи. Наиболее наглядным средством описания структуры режущего инструмента может служить формализованное представление ее с помощью графа. Для этого предварительно были изучены различные конструкции сборных фрез для обработки композиционных материалов, определены их составляющие, учтены рекомендуемые геометрические параметры и основные характеристики известных конструкций. На основе полученных данных была создана обобщенная графовая модель сборной конструкции фрезерного инструмента [1, 4]. Она включает в себя основные элементы, которые входят в состав различных конструкций инструментов, и наглядно описывает условную обобщенную конструкцию фрезы.

Согласно методики моделирования, конструкции сборных фрез следует рассматривать в виде системы отдельных, функционально связанных между собой конструктивных элементов, наглядно представленных в виде ориентированного графа $\Gamma = (X, E)$, где X – множество вершин, E – отображение множества X в X или соответствие, которое показывает, как между собой связаны вершины.

Каждое ребро l_i представляет собой множество вершин графа $l_i \subset X$ и одновременно $l_i = \{X_1, X_2, \dots, X_n\}$. Если X_1, X_2, \dots, X_n в свою очередь являются множествами, то

$$l_i = \bigcup_{i=1}^n X_i .$$

Укрупнено конструкция сборных дереворежущих фрез нами представлена нами в виде объединения режущей (вершина X_1), корпусной (вершина X_2), крепежной (вершина X_3) и других частей (вершины $X_4 \dots X_n$), то есть

$$l_x = \bigcup_{i=1}^n X_i .$$

В свою очередь, режущая часть сборных дереворежущих фрез (вершина X_1) характеризуется следующей системой параметров, являющихся вершинами ребра l_{X_1} :

X_{11} – вид конструктивного исполнения режущей части; X_{12} – параметрические размеры режущей части; X_{13} – материал режущей части; X_{14} – профиль режущей части; X_{15} – износостойкое покрытие и упрочнение режущей части; $X_n l_{X_1}$ – другие параметры, то есть

$$l_{X_1} = \bigcup_{i=1}^n X_{1i} .$$

Корпусная часть сборных фрез (вершина X_2) характеризуется следующей системой параметров, являющихся вершинами ребра l_{X_2} :

X_{21} – пазы в корпусной части; X_{22} – упрочнение корпусной части; X_{23} – материал корпусной части; X_{24} – размеры корпусной части; $X_n l_{X_2}$ – другие параметры, то есть

$$l_{X_2} = \bigcup_{i=1}^n X_{2i} .$$

Крепежная часть сборных фрез (вершина X_3) характеризуется следующей системой параметров, являющихся вершинами ребра l_{X_3} :

X_{31} – клинья; X_{32} – регулировочные болты; X_{33} – крепежные болты; $X_n l_{X_3}$ – другие составляющие, то есть

$$l_{X_3} = \bigcup_{i=1}^n X_{3i} .$$

Назначение фрезы назначается вершиной X_4 .

Завод-изготовитель фрезы определен вершиной X_5 .

Другие параметры фрезы (примечания, дополнения) представлены вершиной X_6 .

Предложенная графовая структура является обобщенной, описывает все известные варианты конструкций сборного режущего инструмента и позволяет, с одной стороны, разложить на элементы любую его конструкцию с целью получения более полного представления об ее устройстве, с другой стороны, построить логическую схему найденного технического решения и оценить его работоспособность.

Исходя из вышесказанного, задавшись четким определением вершин графа, любую конструкцию инструмента, по обобщенной графовой модели, можно представить в виде матрицы B .

$$B = \begin{pmatrix} b_{11} & b_{12} & \dots & b_{1j} \\ b_{21} & b_{22} & \dots & b_{2j} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ b_{i1} & b_{i2} & \dots & b_{ij} \end{pmatrix}$$

где
$$b_{ij} = \begin{cases} 1, & \text{если } l_{ij} \in l_n \\ 0, & \text{если } l_{ij} \notin l_n \end{cases}$$

Матрица B отражает связи между этапами проектирования фрезерного сборного инструмента и последовательностью действий по вариантному решению выбора ее рациональных характеристик.

По представленной модели можно описать любую конструкцию сборного инструмента и представить результаты в матричной форме. Это позволяет создавать информационные базы данных [3]. Кроме того, имеется возможность дополнения модели при появлении новых составляющих.

Моделирование конструкций сборного инструмента может являться основой для составления базы данных, что позволит систематизировать инструмент, находящийся в распоряжении предприятий, и принимать обоснованные решения при необходимости его выбора для условий производства.

Полученная графовая модель позволила, с использованием Microsoft Office Access, создать программу для составления базы данных сборного фрезерного инструмента, на которую получено свидетельство об официальной регистрации [6]. Данная программа позволяет в диалоговом режиме описать составляющие и параметры конструктивных решений инструмента.

Программа имеет несколько диалоговых окон, наличие которых обеспечивает удобный поиск, изменение и добавление информации. В созданной базе данных имеется возможность производить поиск интересующей информации с использованием средств Microsoft Office Access. Кроме того, имеется возможность автоматического создания отчета по регистрируемой конструкции фрезы, содержащего всю внесенную в форму информацию и вывести ее на печать. Созданная база данных сохраняется в файл и может использоваться, изменяться и дополняться в любой момент по требованию пользователя.

Преимуществами программы является значительное сокращение времени на поиск и обработку информации по конструктивным решениям фрезерного сборного инструмента, имеющегося в распоряжении предприятия; упрощение процесса составления, редактирования и хранения базы данных инструментов; автоматизация работы конструкторов и технологов; возможность сравнительного анализа вариантов конструкций инструмента для принятия синтезированных конструктивных решений при заданных условиях производства.

Необходимость сравнительного анализа определяется потребностью оперативного реагирования на изменяющиеся условия производства для обеспечения рациональных условий изготовления продукции при известных показателях качества и (или) производительности обработки.

С целью облегчения труда технологов при выборе конструкции инструмента для определенных условий производства разработана методика оценки синтезированных техни-

ческих решений конструкций инструмента, которая позволяет сравнивать различные варианты, удовлетворяющие заданному перечню требований, а также получать наилучшие научно обоснованные решения [2].

Предложенная методика позволяет, определившись с параметрами, характеризующими конструкцию инструмента, задавшись вариантами сопоставимости, провести сравнительный анализ инструментов и определить для заданных условий производства оптимальную конструкцию инструмента. Такое сравнение позволяет оптимизировать и компьютеризировать процесс выбора инструмента для конкретных условий его эксплуатации, используя базу данных инструмента.

Для облегчения вычислений разработана автоматизированная программа расчета номинального критерия значимости и определения оптимальной конструкции инструмента для заданных параметров [5].

Автоматизированная программа позволяет, задавшись исходными данными (причем параметры, характеризующие инструмент, можно выбирать в зависимости от информации, имеющейся в распоряжении предприятия), произвести сравнительный анализ конструкций инструмента при различных условиях сопоставимости. Условия сопоставимости выбираются пользователем в зависимости от того, какие параметры на данный момент являются наиболее предпочтительными для условий производства.

Преимуществами представленной программы является возможность в короткие сроки осуществлять выбор оптимального конструктивного решения при заданных условиях.

Недостатком этой программы является то, что данные для расчета необходимо вводить для каждой конструкции индивидуально. Это предполагает знание пользователем численных значений параметров, характеризующих процесс резания, что вызывает определенные трудности, связанные с обработкой и хранением информации о конструкциях сборного фрезерного инструмента. Кроме того, определение оптимальной конструкции ограничивается лишь незначительным количеством наименований инструмента, характеризуемого только марками инструментальных материалов.

Создание единого приложения, способного хранить базу данных и производить расчет оптимальной конструкции режущего инструмента на основе разработанной нами методики, учитывающей критерии, являющиеся наиболее актуальными для современного производства изделий из композиционных материалов. Комплекс программных модулей позволяет устранить недостатки, связанные с использованием нескольких видов разного программного обеспечения и производить обоснованный выбор оптимальной конструкции для варьируемых условий производства в одном программном продукте.

С использованием методик моделирования и сравнительного анализа конструктивных решений сборного фрезерного инструмента для обработки композиционных материалов создана комплексная автоматизированная программа определения оптимальной конструкции, интерфейс которой позволяет работать с базой данных, а также производить сравнительный анализ конструкций режущего инструмента [1, 3, 7].

Главная форма диалогового окна усовершенствованного программного модуля для составления базы данных инструментов представлена на рис. 1. Этот модуль программы позволяет описать конструкцию режущего инструмента в диалоговом режиме.

Основное поле программы дает возможность вносить информацию о конструктивных особенностях исполнения сборного фрезерного инструмента.

В верхней части диалогового окна располагается основное меню, позволяющее производить сравнительный анализ конструктивных исполнений инструмента, создавать отчеты, содержащие информацию об имеющихся конструкциях, производить поиск информации по параметрам, задаваемых пользователем и выводить его на печать. Кроме того, имеется возможность вывода справки о программе.

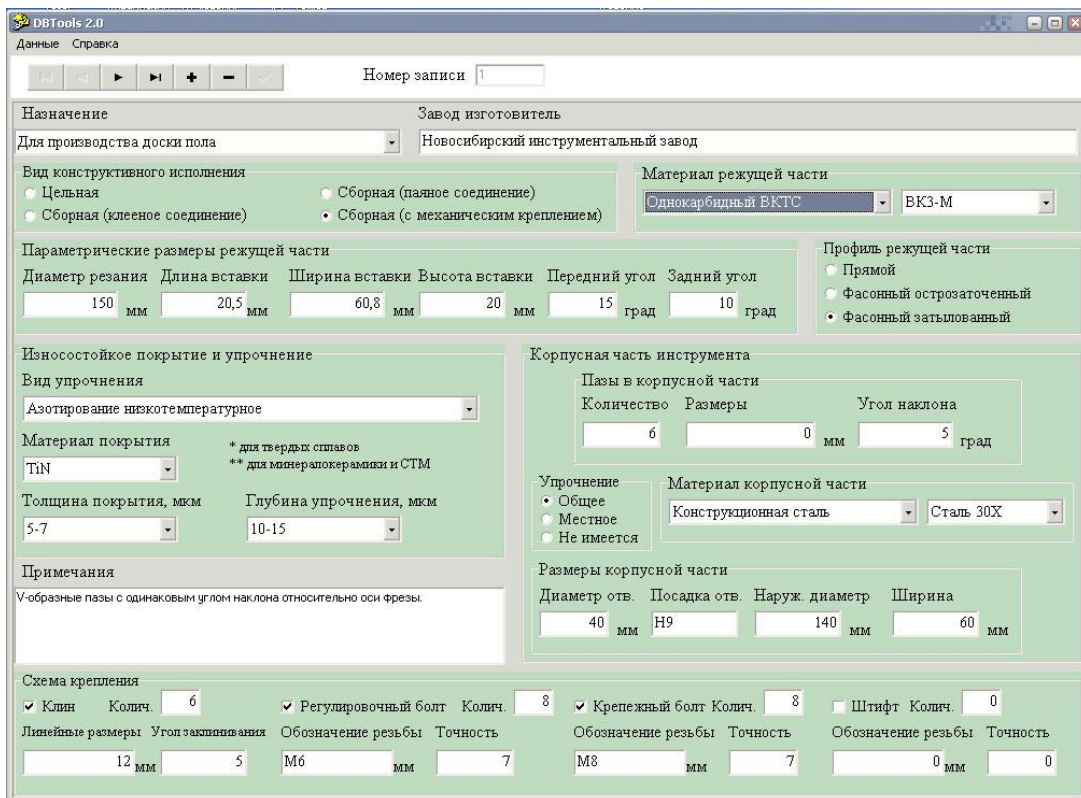


Рис. 1 – Диалоговое окно программного модуля для составления базы данных инструментов

Для поиска оптимальной конструкции необходимо воспользоваться вторым программным модулем, интерфейс которого представлен на рис. 2.

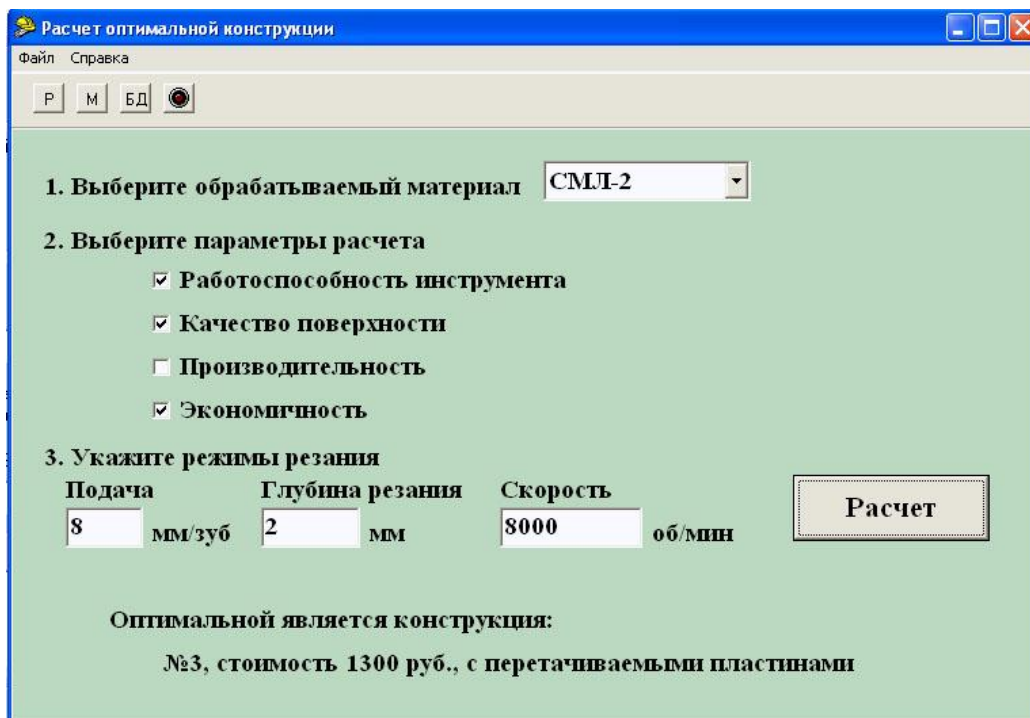


Рис. 2 – Диалоговое окно программного модуля для выбора оптимальной конструкции режущего инструмента

Для анализа конструкций инструмента необходимо выбрать обрабатываемый материал из раскрывающегося списка, задать приоритетные параметры в зависимости от условий производства и требуемого эффекта (работоспособность инструмента, качество обработан-

ной поверхности, производительность, экономичность обработки). Нами не рекомендуется выбирать только один параметр при выборе оптимальной конструкции фрезы, поскольку это не позволяет достаточно полно оценить возможности инструмента на конкретной операции и получить достоверный результат. После этого требуется определить режимы обработки (подача, глубина резания, скорость). При этом необходимо руководствоваться информацией, полученной из первого и второго этапов и учитывать особенности применяемого оборудования. В справочном модуле программы предусмотрены рекомендации по выбору рациональных режимов резания при обработке некоторых видов композиционных материалов, основанные на научных исследованиях кафедры «Технология машиностроения» ГОУ ВПО «БрГУ».

После ввода информации производится расчет, результат которого выводится в нижней части диалогового окна в виде описания оптимального варианта конструкции режущего инструмента с указанием его номера в базе данных, стоимости и конструктивного исполнения режущей части.

Для удобства пользователя предусмотрены кнопки быстрого перехода, позволяющие произвести расчет (Р), добавить новый обрабатываемый материал (М), вернуться в базу данных (БД) или выйти из программы.

Преимуществами представленной комплексной программы является совмещение программных модулей составления базы данных и сравнительного анализа, что позволяет производить расчеты и выявлять оптимальную конструкцию режущего инструмента на основе данных, имеющихся на предприятии. В сравнении с программами, представленными ранее, она работает как единое приложение, не требуя дополнительного программного обеспечения для сбора информации.

Таким образом, применение представленных программных продуктов позволяет значительно повысить уровень технологической подготовки инструментального обеспечения при обработке композиционных материалов сборным фрезерным инструментом. Автоматизировать деятельность конструкторов и технологов на предприятиях, повысить эффективность и качество производства изделий из современных композиционных материалов.

Литература: 1. Д.В. Лобанов, А.С. Янющкин, Д.А. Рычков, Т.Е. Лисова. Комплексная автоматизация проектирования, подготовки и управления инструментальным производством / Современные проблемы механики: материалы международной научно-технической конференции. – Ташкент, 2009. – 416 с. 2. А.С. Янющкин, Д.В. Лобанов, Д.А. Рычков, К.Б. Тюменцев, А.С. Дудин. Анализ данных при выборе оптимальной конструкции фрезерного инструмента для обработки композиционных материалов / Решетневские чтения: материалы XIII Междунар. науч. конф., посвящ. 50-летию Сиб. гос. аэрокосмич. ун-та имени академика М.Ф. Решетнева (10-12 нояб. 2009, г. Красноярск): в 2 ч.; под общ. ред. Ю.Ю. Логинова / Сиб. гос. аэрокосмич. ун-т. - Красноярск, 2009. – Ч.2. – 338 с. 3. Д.А. Рычков, А.С. Янющкин, Д.В. Лобанов. Программные продукты для автоматизации подготовки инструментального производства на предприятиях / Научно-техническое творчество молодых. Ползуновский альманах. Барнаул. Алтайский гос. техн. университет им. И.И. Ползунова. – 2008. - №4. – 225 с. С 214 – 216. 4. А.С. Янющкин, С.О. Сафонов, В.А. Торопов, Д.В. Лобанов, В.Ю. Попов и др. Совершенствование технологических процессов машиностроительных производств /: Монография. – Братск: ГОУ ВПО «БрГУ», 2006. – 302 с. 5. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ. Определение оптимальной конструкции инструмента (Optim Tool v.1.0) / Янющкин А.С., Лобанов Д.В., Сопин К.В., Кузнецов А.М. - № 2004612489, заяв. 2004.09.14- зарег. 2004.11.11. 6. Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ. Формирование базы данных фрезерного сборного инструмента (DB Tools 1.0) / Янющкин А.С., Лобанов Д.В., Рычков Д.А. - № 2007613694, заяв. 2007.07.17-зарег. 2007.08.29. 7. Д.В. Лобанов, А.С. Янющкин, Д.А. Рычков. Оптимизация выбора режущего инструмента на основе методов сравнительного анализа. Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2010. - № 5-2 (283). – С. 23-31.

Рецензент: **Мироненко С.В.**, д.т.н., проф., ДДМА

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ ПОДГОТОВКА ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ПРИ
ОБРАБОТКЕ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ СБОРНЫМ ФРЕЗЕРНЫМ
ИНСТРУМЕНТОМ

Лобанов Д.В., Янюшкин А.С., Рычков Д.А.

Представлены методики моделирования режущего инструмента и сравнительного анализа конструкций в зависимости от задаваемых условий производства, реализованные в программных продуктах, позволяющих автоматизировать работу конструкторов и технологов при производстве изделий из композиционных материалов.

ТЕХНОЛОГІЧНА ПІДГОТОВКА ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ПРИ
ОБРОБЦІ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ ЗБІРНИМ ФРЕЗЕРНИМ ІНСТРУМЕНТОМ

Лобанов Д.В., Янюшкин А.С., Рычков Д.А.

Представлені методики моделювання ріжучого інструменту і порівняльного аналізу конструкцій залежно від умов виробництва, які реалізовані в програмних продуктах, що дозволяють автоматизувати роботу конструкторів і технологів при виробництві виробів з композиційних матеріалів.

TECHNOLOGICAL PREPARATION OF TOOL MAINTENANCE AT PROCESSING OF
COMPOSITE MATERIALS BY THE MODULAR MILLING TOOL

Lobanov D.V., Yanyushkin A.S., Rychkov D.A.

Techniques of modeling of the cutting tool and the comparative analysis of designs depending on the set conditions of production, realized in the software products are presented, allowing to automate work of designers and technologists by manufacture of products from composite materials.

Ключевые слова: Инструмент, моделирование, сравнительный анализ, автоматизация, программные продукты.

Ключові слова: Інструмент, моделювання, порівняльний аналіз, автоматизація, програмні продукти

Keywords: The tool, modeling, the comparative analysis, automation, software products.

Попов В.Ю., Янюшкин А.С., Петров Н.П.
ГОУ ВПО «БрГУ», г. Братск, Россия
berkutoff@rambler.ru

АНАЛИЗ ПОВЕРХНОСТИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ ПОСЛЕ КОМБИНИРОВАННОЙ ЭЛЕКТРОАЛМАЗНОЙ ОБРАБОТКИ

Кафедрой «Технология машиностроения» Братского государственного университета под руководством профессора Янюшкина А.С. ведётся разработка и сопровождение технологии комбинированной электроалмазной обработки высокопрочных и труднообрабатываемых материалов. Её суть заключается в том, что в схему электроалмазного шлифования, где идёт анодное растворение обрабатываемого материала, подключается дополнительная цепь с обратной полярностью. Это позволяет в процессе обработки разупрочнять поверхностный слой срезаемого припуска, и удалять его с меньшим сопротивлением, независимо от прочности и структуры материала [1]. Тем самым становится возможной обработка современных наноструктурных и наноупрочнённых материалов, обработка которых традиционными методами, например, механической обработкой – полностью исключена в силу чрезвычайных физико химических свойств данных материалов.

В рамках данной работы авторами было выполнено комплексное исследование комбинированной электроалмазной обработки при шлифовании быстрорежущей стали. Однако известная справочная литература не рекомендует обрабатывать инструментальные стали алмазным инструментом, за исключением лишь чистовой, окончательной обработки. В первую очередь это связано с интенсивным засаливанием шлифовального круга и как следствие потери его режущей способности, что влечёт за собой появление на обрабатываемой поверхности разнообразных дефектов в виде прижогов, макро и микротрещин, изменение структуры поверхностных слоев и т.п. В то же время проведённые кафедрой экспериментальные исследования, однозначно доказывают: если создать соответствующие специфические и, главное, недорогие в эксплуатации условия, то алмаз и алмазные инструменты при такой обработке раскрывают свои потенциальные высокие режущие способности.

Исследования были разбиты на два этапа. Целью первого было получение с поверхности алмазного шлифовального круга информации о химическом составе засаленного слоя образующегося в процессе обработки. Известно, что основной причиной потери работоспособности алмазных кругов на металлической связке является засаливание. Анализ природы этого негативного явления показывает, что при абразивной обработке постоянно возникает граница взаимодействия инструментального и обрабатываемого материалов. Эта граница является неизбежным и постоянным спутником резания, она формируется из компонентов взаимодействующих тел, находящихся в условиях высоких контактных энергий. Именно она и составляет основу засаленного слоя [2]. Целью второго этапа являлся анализ фазового состава и причин образования засаленного слоя, включая нахождение технологических путей его нейтрализации и поддержания работы круга в режиме самозатачивания.

Для достижения поставленной цели исследования контактирующих поверхностей проводились на современном технологическом оборудовании при поддержке Гранта по программе «Проведение поисковых научно-исследовательских работ в области технических наук», выполняемому в рамках мероприятия 1.4 «Развитие внутрироссийской мобильности научных и научно-педагогических кадров путём выполнения научных исследований молодыми учеными и преподавателями в научно-образовательных центрах» направления 1 «Стимулирование закрепления молодежи в сфере науки, образования и высоких технологий» федеральной целевой программы «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009-2013 годы (г. Новосибирск):

– с помощью растровой электронной микроскопии на многоцелевом растровом электронном микроскопе исследовательского класса Carl Zeiss EVO® 50 XVP (рис. 1);

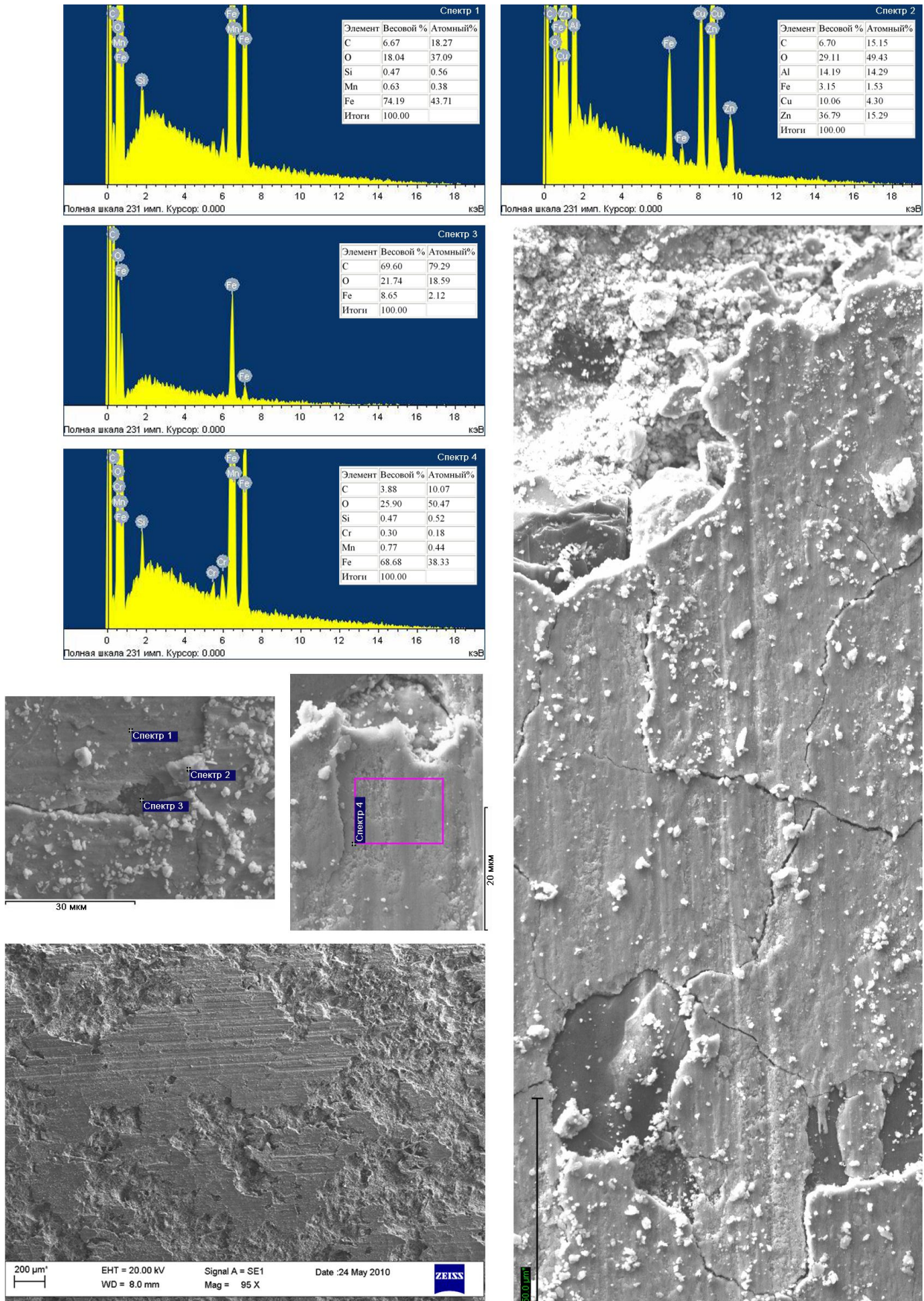


Рис. 1 – Засаленная поверхность круга АСВ 80/63 МО13–100% со спектральным анализом его химического состава, после обработки инструментальной стали Р6М5

– средствами оптической интерферометрии на оптическом интерферометре Zygo NewView™7300 для определения параметров топографии поверхности образцов (рис. 2);
– с помощью рентгеноструктурного анализа на порошковом рентгеновском дифрактометре ARL X'TRA (Thermo Fisher Scientific) для определения фазового состава образцов в засаленной области (рис. 3).

Реализация цели первого этапа показала, что при шлифовании инструментальной стали Р6М5 без применения СОЖ ($V = 35$ м/с; $S = 1,5$ м/мин; $t = 0,03$ мм/дв.ход), режущая поверхность круга почти полностью покрыта засаленным слоем (рис.1). Кроме того, видны царапины от абразивного взаимодействия контактирующих пар. Над засаленным слоем выступают вершины отдельных алмазных зёрен, которые в силу этого работают непродолжительное время, а затем изнашиваются до его уровня. Участки алмазоносной поверхности, свободные от засаливания, находятся ниже и в работе не участвуют. Результаты растровой электронной микроскопии данной поверхности подтверждают сделанные выводы. Наибольший пик принадлежит железу, основному компоненту обрабатываемого материала, быстрорежущей стали Р6М5. Линии, принадлежащие связке круга: олово, медь, кремний, алюминий – “забиты” компонентами обрабатываемого материала – железом и марганцем.

Установлено, что засаленный слой имеет сложную механо-химическую природу и состоит из компонентов обрабатываемого материала, связки круга, внешней среды и вторичных соединений, образовавшихся в результате адгезионно-диффузионных явлений и химических реакций. Это также подтверждают следующие данные, полученные с этих же образцов при рентгеноструктурном анализе.

Дифракционные картины образцов зарегистрированы на θ - θ дифрактометре с использованием медной рентгеновской трубки в качестве источника рентгеновского излучения. Излучение не монохроматизировалось и регистрировалось энергодисперсионным Si(Li) детектором, настроенным на регистрацию $\text{CuK}\alpha_1/\alpha_2$ длин волн. Пучок падающих на образцы лучей имел прямоугольное поперечное сечение, размеры которого, а также угол расходимости пучка изменяли с помощью ряда щелей и коллиматора Соллера. Дифрагированное излучение так же коллимировали с помощью ряда щелей и коллиматора Соллера. Размеры облучаемой области на каждом образце составляли $\approx 5 \times 12$ мм. Рентгенограммы были получены непосредственно с поверхности предоставленных образцов, без предварительной обработки поверхности. Картины регистрировали в режиме времени ($t = 5$ сек.) с шагом $\Delta 2\theta = 0.05^\circ$.

Дифракционная картина образца шлифовального круга характеризуется значительным количеством слабых отражений, что характерно для веществ неорганических, содержащих в себе существенное число различных фаз. Увеличение фона с ростом угла сканирования предположительно связано с малыми размерами образца. Кроме того низкое качество дифракционных картин при статистической точности 5 сек. позволяет предположить о высокой концентрации кристаллических дефектов в присутствующих фазах образца (рис. 3).

Перед расшифровкой снятых с поверхностей образцов рентгенограмм был проведен их спектральный анализ (рис. 1). Согласно данным химического анализа в образцах присутствуют элементы: Fe, Al, Cu, Zn, Mg, O, C.

С большой долей вероятности удалось обнаружить фазу Al_2Cu , все теоретические дифракционные отражения которой имеют соответствие по положению и интенсивности на рентгенограмме (рис. 3).

На основании химического анализа образцов было проведено сравнение положений дифракционных пиков экспериментальной рентгенограммы с теоретическими положениями рефлексов всех фаз содержащих Fe, Al, Cu, Zn, Mg, O, C. Было выдвинуто предположение, что образец содержит: α – железо, FeO, ZnO, твердый раствор цинка в меди, Cu_2O , Cu_5Zn_8 . Однако для полной идентификации данных фаз необходимы дополнительные исследования, так как на рентгенограмме установлено присутствие только наиболее сильных рефлексов анализируемых фаз.

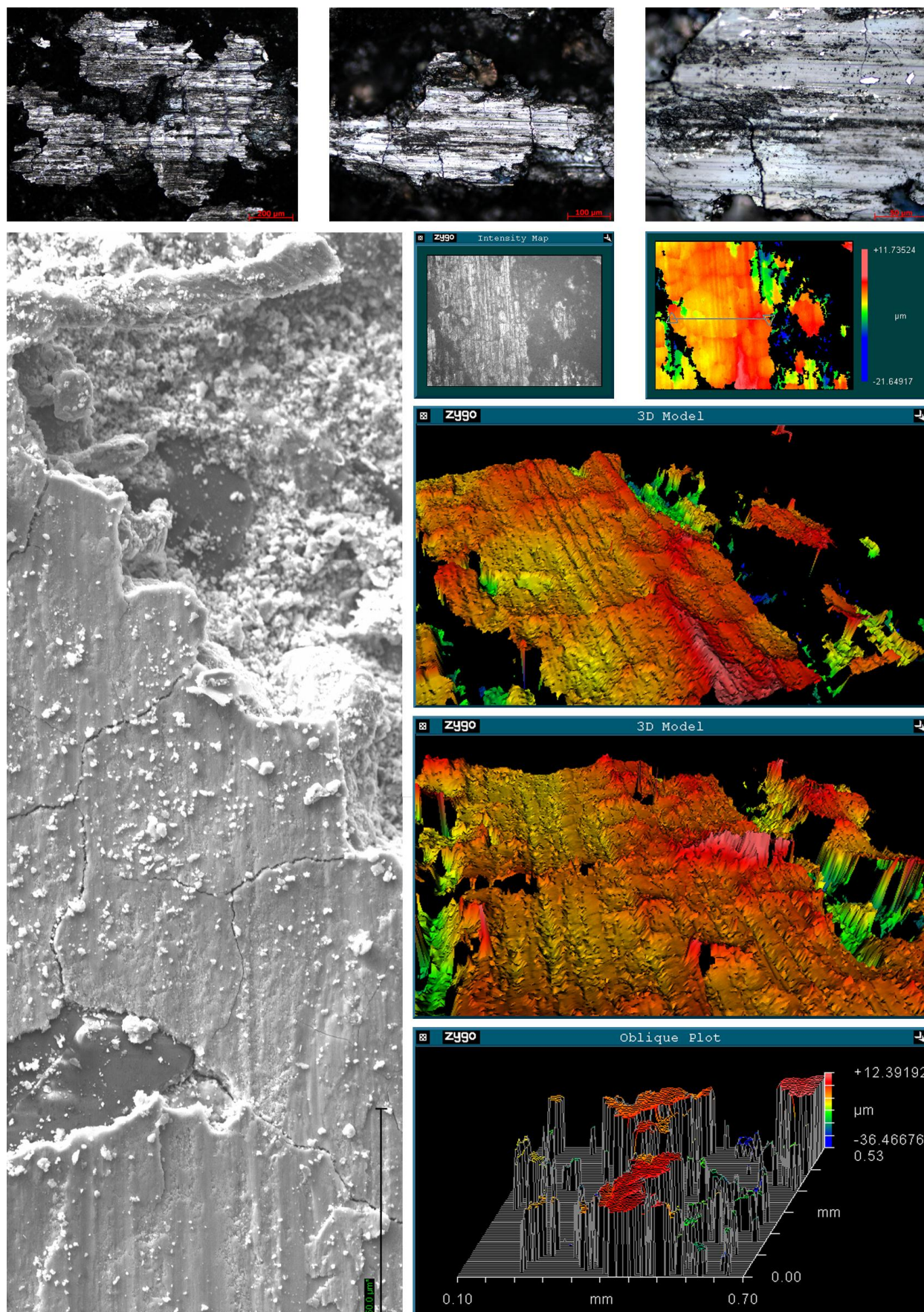


Рис. 2 – Топографія засаленної поверхні круга АС6 80/63 – 100% MO13 після обробки інструментальної сталі Р6М5

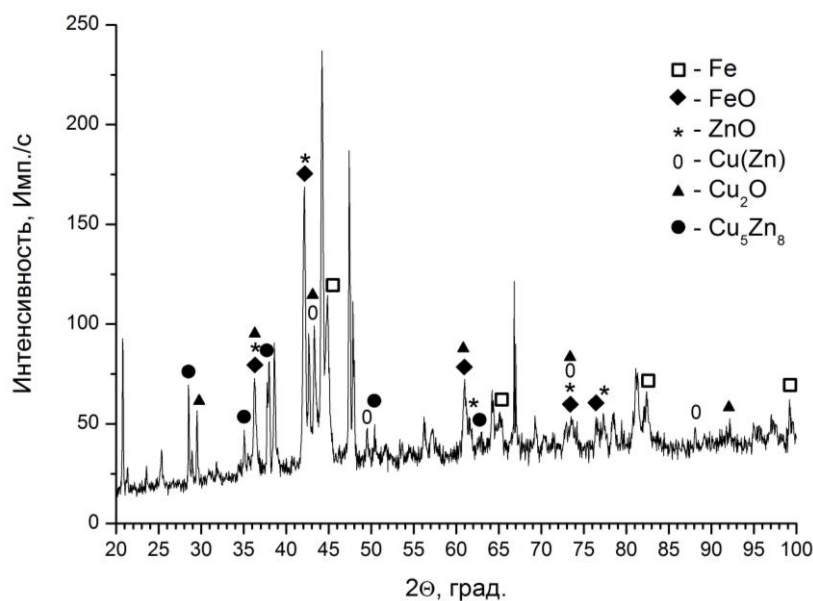


Рис. 3 – Общий вид и анализ дифракционной картины анализируемого образца с поверхности круга АС6 80/63 – 100% М013 после комбинированной электроалмазной обработки инструментальной стали Р6М5

Выводы

На основе выполненного комплексного исследования комбинированной электроалмазной обработки при шлифовании быстрорежущей стали установлено, что наиболее полно преимущества данного метода реализуются в условиях непрерывной, электрохимической правки круга и одновременного травления обрабатываемой поверхности, когда обеспечивается процесс самозатачивания алмазного круга.

Установлено, что в составе засаленного слоя присутствуют компоненты обрабатываемого материала, а также вторичные структуры, образовавшиеся в результате контактного взаимодействия компонентов связки круга, обрабатываемого материала и внешней среды, что свидетельствует о наличии адгезионно-диффузионных явлений, химических реакций и рекристаллизации.

На основе развития научных представлений о природе засаливания алмазных кругов на металлической связке стало возможным повысить качество режущих инструментов.

Литература: 1. Янюшкин А.С. и др. Комбинированная электроалмазная обработка инструментальных сталей: монография/ А.С.Янюшкин, В.Ю.Попов, Е.В.Васильев, А.Ю.Попов / под ред. А.С.Янюшкина. - Братск: ГОУ ВПО «БрГУ», 2009. – 228 с.

2. Янюшкин, А.С. Контактные процессы при шлифовании: монография / А. С. Янюшкин. – М.: Машиностроение-1, 2004. – 230 с.

Рецензент: **Огар П.М.**,
д.т.н., профессор ГОУ ВПО «БрГУ»,
кафедра «Машиноведение и детали машин»

АНАЛИЗ ПОВЕРХНОСТИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ ПОСЛЕ
КОМБИНИРОВАННОЙ ЭЛЕКТРОАЛМАЗНОЙ ОБРАБОТКИ

Попов В.Ю., Янюшкин А.С., Петров Н.П.

В данной работе представлены результаты растровой электронной микроскопии и рентгеноструктурного анализа поверхности алмазного шлифовального круга на металлической связке после комбинированной электроалмазной обработки инструментальных сталей. Выполняются исследования причин потери работоспособности алмазных кругов в виду их интенсивного засаливания и пути для его нейтрализации.

АНАЛІЗ ПОВЕРХНІ ВИРОБІВ З ІНСТРУМЕНТАЛЬНИХ СТАЛЕЙ ПІСЛЯ
КОМБІНОВАНОЇ ЕЛЕКТРОАЛМАЗНОЇ ОБРОБКИ

Попов В.Ю., Янюшкин А.С., Петров Н.П.

У даній роботі представлені результати растрової електронної мікроскопії і рентгеноструктурного аналізу поверхні алмазного шліфувального круга на металевій зв'язці після комбінованої електроалмазної обробки інструментальних сталей. Виконуються дослідження причин втрати працездатності алмазних кругів з причини їх інтенсивного засалювання і способи для його нейтралізації

ANALYSIS OF THE SURFACE OF PRODUCTS OF TOOL STEELS AFTER COMBINED
ELECTRO-DIAMOND TREATMENT

Popov, V.Y., Yanyushkin A.S., Petrov N.P.

In the given work features of results of scanning electron microscopy and X-ray analysis of the surface of the diamond grinding wheel on a metallic binder after the combined electro diamond treatment high speed steels. Researches of deviations on the causes loss of efficiency of diamond wheels of intensive clogging and ways to neutralize him.

Ключевые слова: Инструментальная сталь, алмазные шлифовальные круги, электроалмазная обработка.

Ключові слова: Інструментальна сталь, алмазні шліфувальні круги, електроалмазна обробка

Key words: Tool steel, diamond grinding wheels, electro diamond grinding.

Ковалевский С.В., Полийчук Л.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ФОРМИРОВАНИЯ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ИЗДЕЛИЙ ПОВЫШЕННОЙ ТВЕРДОСТИ С ПОМОЩЬЮ ПОВЕРХНОСТНО-АКТИВНЫХ ВЕЩЕСТВ

Эксплуатационная надёжность машин определяется в основном качественным состоянием рабочих поверхностей деталей, формируемых на финишных операциях технологических процессов (напряженно-деформированное состояние поверхностного слоя, технологические остаточные напряжения, динамика нагружения, физико-механические свойства материала, макро- и микрогеометрия, геометрическая точность). В частности, повышение твердости деталей машин осуществляется различными известными технологическими методами, но они энергоёмки и не всегда могут быть успешно применены.

С помощью резонансных колебаний и создания на рабочих поверхностях прецизионных деталей композиционных покрытий из поверхностно-активных веществ повышается несущая способность и, соответственно, эксплуатационная надёжность деталей. Применение таких покрытий и метода резонансных колебаний является весьма перспективным направлением, которое открывает широкие возможности управления физико-механическими свойствами контактирующих поверхностей, а также повышает производительность труда, снижает энергозатраты и улучшает качество продукции, делая её более конкурентоспособной на мировом рынке.

Более 200 лет назад Г. Юнг высказал мнение о привлекательности природных явлений – колебаний и звука: «... многие явления, относящиеся к теории звука и колебаний, столь примечательны и заняты, что труд их исследователя, будет сторицей вознагражден тем удовлетворением, которое он при этом получит» [0].

Особую роль в колебательных процессах играет явление резонанса – резкого возрастания амплитуды вынужденных колебаний, которое наступает при приближении частоты внешнего воздействия к некоторым значениям (резонансным частотам), определяемым свойствами системы.

Увеличение амплитуды – это лишь следствие резонанса, а причина - совпадение внешней (возбуждающей) частоты с внутренней (собственной) частотой колебательной системы. При помощи явления резонанса можно выделить и/или усилить даже весьма слабые периодические колебания. Резонанс — явление, заключающееся в том, что при некоторой частоте вынуждающей силы колебательная система оказывается особенно отзывчивой на действие этой силы [2-3].

С начала XXI столетия ученые и инженеры все больше изобретают разнообразные виды вибрационной (резонансной) обработки для достижения в науке и технике необходимых результатов, ими получено патенты на такие темы, как моделировании вибраций с применением ЭВМ; оценка эффективности применения низкочастотной вибрационной обработки для снижения остаточных сварочных напряжений, стабилизации формы и размеров сварных конструкций; анализ реакции материала на нагрузку ультразвуковыми вибрациями при точении сплава Inconel 718; использование вибраций для снятия остаточных напряжений и другие.

Научные разработки и исследования носят многоотраслевой характер и имеют тенденцию дальнейшего развития. Созданные научные заделы и опыт практического применения вибрационных технологий дают в свою очередь новый импульс развития исследований в этой области.

Поверхностно-активными (ПАВ) называются такие вещества, которые адсорбируются на поверхности раздела фаз и уменьшают избыточную поверхностную свободную энергию. Как правило, ПАВ имеют дифильное строение молекул, т.е. содержат фрагменты молекул, обладающие гидрофильными и гидрофобными (олеофильными) свойствами. Гидрофильная группа может быть носителем ионогенных свойств или представлять собой неионогенную цепочку, включающую в себя атомы кислорода, азота, серы фосфора и др. Гидрофобная часть чаще всего состоит из углеводородного радикала, возможно включающего бензольный или нафталиновый цикл. Эта часть молекулы может быть образована фторуглеродным радикалом [4,5].

Исследованием ПАВ, их свойств, строения, областей применения занимались многие ученые: А.А. Абрамзон [1], П.А. Ребиндер, В.И. Лихтман, Е.Д. Шукин, Р.Э. Нейман [2], А.И. Сердюк [3], Р.В. Кучер, Л.Е. Боброва, Л.П. Зайченко, Г.В. Карпенко и многие другие. В настоящее время десятки научно-исследовательских вузов и заводских лабораторий также ведут интенсивную работу по разработке технологии применения ПАВ.

Таким образом можно сделать вывод, что они работали в основном направлении – уменьшение остаточных напряжений в деталях машин. Это направление стало вполне изученным, но обработка на резонансных частотах и применение ПАВ остаются прогрессивными направлениями в машиностроении, возможности которых и область применения еще не полностью выявлены. Поэтому, в данной работе мы направили эти два метода на повышения твердости нежестких деталей.

Целью данной работы является исследование влияния резонансных колебаний с применением поверхностно-активных веществ на изменение твердости рабочей поверхности деталей машин.

Основные задачи:

1. Экспериментально исследовать влияние резонансных колебаний на физико-механические свойства металлов;
2. Экспериментально исследовать адсорбционную активность, структуру и свойства адсорбционных слоев;
3. Экспериментально исследовать изменения поверхностной твердости деталей машин после введения исследуемой детали в резонанс;
4. Экспериментально исследовать изменения поверхностной твердости деталей машин при влиянии поверхностно-активных веществ.

Схема экспериментальной установки представлена на рисунке 1. Она состоит из генератора частот 1, экспериментального образца 2, прихвата 3, пьезодатчиков 4, , ЭВМ 5.

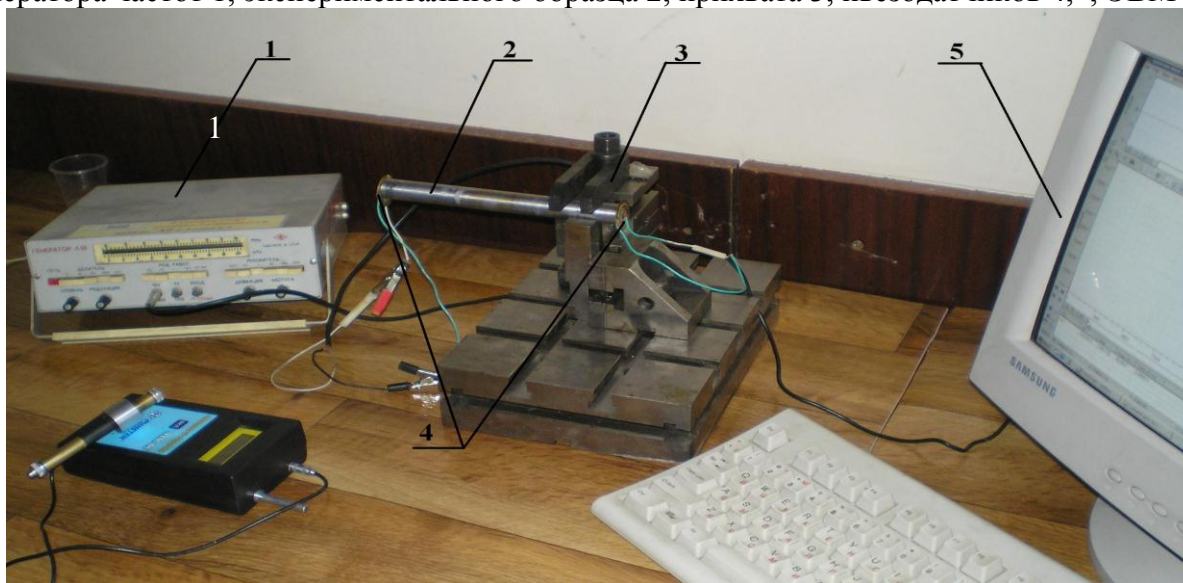


Рис. 1 – Схема экспериментальной установки

Для проведения эксперимента были использованы образцы диаметром 20 мм, длиной 200 мм из материалов:

- низкоуглеродистая сталь,
- среднеуглеродистая сталь
- высокоуглеродистая сталь.

Для воздействия на образцы использовали: ПАВ № 1; ПАВ № 2; ПАВ № 3.

Эксперимент был проведен в следующей последовательности:

- 1 Произведена подготовка экспериментальных образцов к опыту:
 - с помощью ацетона обезжирены поверхности образцов;
 - произведено кратковременное травление образцов в 10-ти % растворе гидроксония хлорида HCl (2–3 мин);
 - образцы промыты в дистиллированной воде;
 - образцы были высушены в сушильной камере.
- 2 При помощи клея были приклеены к поверхности образца пьезодатчики.
- 3 Первый образец был помещен в установочную конструкцию.
- 4 Была произведена обработка образца на резонансных частотах для первого опыта.
- 5 Замерены резонансные частоты и резонансные амплитуды образца во время проведения опыта, а также измерена твердость поверхности образца через 2, 5, 8 минут.
- 6 Подготовлены образцы для второго и третьего опытов по пунктам 1 – 3.
- 7 Нанесены на соответствующие образцы ПАВ № 1, ПАВ № 2, ПАВ №3 и далее по пунктам 4, 5.
- 8 Показания измерений, полученные в результате опытов, занесены в таблицы 1 – 3 (каждый опыт проведен 3 раза).

Таблица 1

Результаты измерений микротвердости для низкоуглеродистой стали после обработки на резонансных частотах, НВ

ПАВ	Время нанесения ПАВ, мин			
	0	2	5	8
без ПАВ	74,1	84,8	89,3	74,1
	74,1	72,3	82,1	72
	74,1	73,2	89,3	75,8
ПАВ №1	74,1	74,1	99,4	84,8
	74,1	79,4	100	92,9
	74,1	71,5	101	89,3
ПАВ №2	74,1	74,9	95,7	75,8
	74,1	81,2	108	101
	74,1	76,7	109	100
ПАВ №3	74,1	79,4	96,6	80,3
	74,1	75,8	96,6	76,7
	74,1	81,2	92	74,9

Таблиця 2

Результаты измерений микротвердости для среднеуглеродистой стали после обработки на резонансных частотах, НВ

ПАВ	Время нанесения ПАВ, мин			
	0	2	5	8
без ПАВ	171	184	190	180
	171	180	192	197
	171	174	186	184
ПАВ №1	171	173	216	171
	171	171	205	178
	171	180	202	181
ПАВ №2	171	172	190	174
	171	181	199	176
	171	179	198	171
ПАВ №3	171	176	183	171
	171	178	176	173
	171	175	179	173

Таблиця 3

Результаты измерений микротвердости для высокоуглеродистой стали после обработки на резонансных частотах, НВ

ПАВ	Время нанесения ПАВ, мин			
	0	2	5	8
без ПАВ	255	258	267	259
	255	255	266	256
	255	261	261	258
ПАВ №1	255	260	268	261
	255	261	273	265
	255	264	269	267
ПАВ №2	255	268	385	266
	255	260	284	267
	255	264	286	261
ПАВ №3	255	257	282	264
	255	266	273	270
	255	258	282	269

Переменными факторами были: различные по строению и химическому составу ПАВ; время воздействия ПАВ на экспериментальные образцы после его нанесения; разный материал и различное качество поверхности экспериментальных образцов (параметр шероховатости).

Из таблиц можно заметить, что на 2 и 8 минутах обработки значения снятых прибором показаний довольно разбросаны, это свидетельствует о том, что поверхностный слой образцов неоднороден и это явно показывает стремление к уменьшению избыточной поверхностной свободной энергии на поверхности раздела фаз. А на 5 минуте обработки это

стремление достигает своего максимума, и мы наблюдаем улучшенную структуру поверхностного слоя и стабилизацию параметров, т. е. упрочнение изделия.

На основании полученных экспериментальных данных по их средним значениям были получены следующие графические зависимости (рис. 2 – 4).

Из результатов (рис. 2 – 4) видно, что наибольшее влияние на образцы по количественной характеристике оказало ПАВ № 2. В свою очередь все виды ПАВ оказали наибольшее влияние на поверхность образцов к 5 минуте резонансной обработки. Лучшие показания увеличения твердости поверхностного слоя материала заметны на образцах из высокоуглеродистой стали.

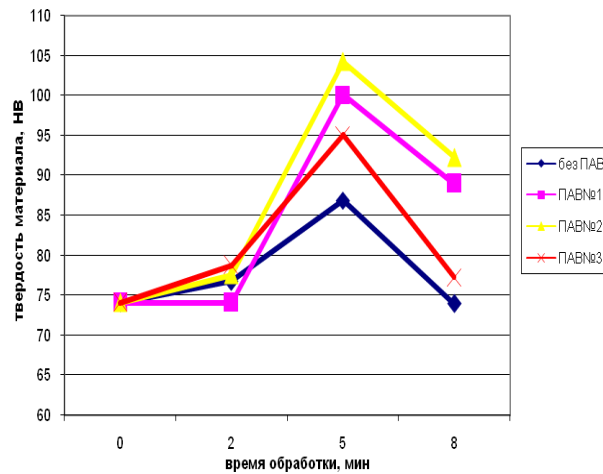


Рис. 2 – График зависимости полученной твердости материала от времени обработки для низкоуглеродистой стали

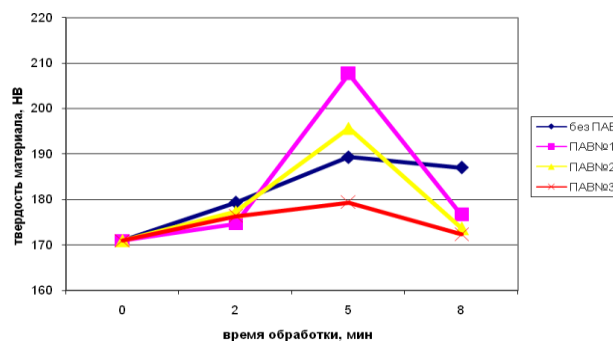


Рис. 3 – График зависимости полученной твердости материала от времени обработки для среднеуглеродистой стали

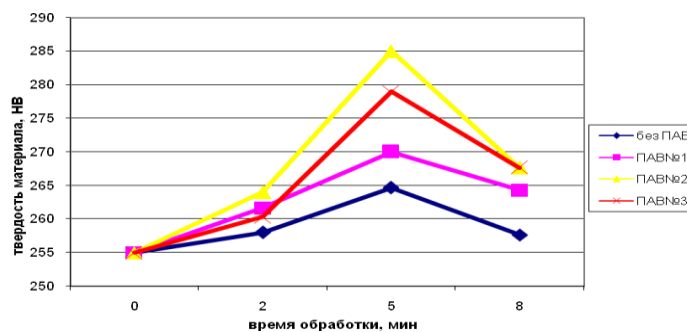


Рис. 4 – График зависимости полученной твердости материала от времени обработки для высокоуглеродистой стали

Выводы

Использование метода обработки рабочих поверхностей деталей машин с применением ПАВ на резонансных частотах действительно приводит к упрочнению их поверхностей.

Литература: 1. Р. Бишоп. Колебания. – М: Наука, 1968. – 142 с 2. А.П. Бабичев, И.А.Бабичев. Основы вибрационной технологии. – Ростов н/Д, 1999. – 621 с. 3. Вестник ДГТУ, 2005. Т.5. №3(25) А.П. Бабичев, Технологическое применение колебаний или ... вибрационные технологии, с.289-301 4. Абрамзон, А. А. Поверхностные явления и поверхностно-активные вещества: Справочник/ А. А. Абрамзон, Е. Д. Щукин. – Л. : Химия, 1984 5. Абрамзон А. А. Поверхностно-активные вещества. Свойства и применение. Л., Химия, 1975. – 284с.

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

ДОСЛІДЖЕННЯ МОЖЛИВОСТЕЙ ФОРМУВАННЯ ПОВЕРХОНЬ ВИРОБІВ ПІДВИЩЕНОЇ ТВЕРДОСТІ ЗА ДОПОМОГОЮ ПОВЕРХНЕВО-АКТИВНИХ РЕЧОВИН

Ковалевський С.В., Полійчук Л.В.

У роботі викладений технологічний метод зміцнення поверхонь деталей машин з використанням резонансних коливань виробу, покритого поверхнево-активною речовиною. Дані результати експериментальних досліджень на зразках низько, середньо і високовуглецевих сталей.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ФОРМИРОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТЕЙ ИЗДЕЛИЙ ПОВЫШЕННОЙ ТВЕРДОСТИ С ПОМОЩЬЮ ПОВЕРХНОСТНО-АКТИВНЫХ ВЕЩЕСТВ

Ковалевский С.В., Поличук Л.В.

В работе изложен технологический метод упрочнения поверхностей деталей машин с использованием резонансных колебаний изделия, покрытого поверхностно-активным веществом. Даны результаты экспериментальных исследований на образцах низко, средне и высокоуглеродистых сталей.

RESEARCH OF POSSIBILITIES OF FORMING OF SURFACES OF WARES OF ENHANCEABLE HARDNESS BY SUPERFICIALLY ACTIVE MATTERS

Kovalevsky S.V., Poliychuk I.V.

The technological method of work-hardening of surfaces of details of machines is in-process expounded with the use of resonance vibrations of good, covered and superficially active matter. The results of experimental researches are given on standards low, middling and high-carbon сталей.

Ключевые слова: Поверхность, твердость, метод, резонанс, сталь.

Ключові слова: Поверхня, твердість, метод, резонанс, сталь.

Key words: Surface, hardness, method, resonance, steel.

Колот Л.П., Борисенко Ю.Б., Онищук С.Г., Стародубцев И.Н.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

РАЗРАБОТКА УСТРОЙСТВА ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ КАЧЕСТВА ЗАКРЕПЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ПРИ МЕХАНООБРАБОТКЕ

Тяжелое машиностроение является одной из ведущих отраслей промышленности Украины. Быстрый технический прогресс машиностроительного производства требует от предприятий выполнения значительных работ по технической подготовке производства, которая включает в себя выбор и применение станочных приспособлений. Приспособления разрабатывают согласно технологическому процессу на конкретные операции, и они должны обеспечивать высокую точность и быстроту закрепления.

Важной технической задачей является повышение надежности и уменьшение вспомогательного времени на закрепление крупногабаритных деталей на станках токарной, фрезерной, расточной групп. Обеспечение точности обработки, безопасности работы и сохранности станков при изготовлении крупных деталей связано с соблюдением определенных правил установки и закрепления деталей. Таким образом, решение поставленных задач является актуальной задачей тяжелого машиностроения.

При обработке крупных деталей на токарных, фрезерных, расточных станках в единичном производстве заготовки чаще всего устанавливаются в универсальные приспособления (патроны, жесткие и вращающиеся центры, тиски, различные поворотные и делительные устройства и т.д.), которые закрепляют на столе станка или на рабочей плоскости стола с помощью различных прижимов и прокладок [1].

Для закрепления выбирают поверхности, максимально удаленные одна от другой. При этом должно быть обеспечено полное прилегание установочных поверхностей заготовки к установочным поверхностям приспособления или прокладкам с обязательным размещением прижимов над ними.

Необходимо также учитывать жесткость закрепляемых заготовок. Так, для токарной обработки жестких валов (отношение $L/d < 2$) заготовку закрепляют в патроне, в противном случае один из концов поджимают задним центром. Нежесткие валы (отношение $L/d > 15$) обрабатывают с применением поддерживающих люнетов, число которых определяют из соотношения

$$N = L/15d,$$

где L - длина заготовки, d - диаметр. Люнеты устанавливают на заранее проточенные в заготовках технологические пояски.

Формы и размеры центровых отверстий выбирают с учетом их использования в ходе технологического процесса изготовления, транспортных работ или последующего хранения деталей, а также обеспечения повышенной точности обработки и суммарной массы деталей, собранных с валом.

С учетом того, что изготовление деталей на крупном оборудовании продолжается по несколько часов, а обеспечить герметичность и надежность гидросистем силовых устройств удается далеко не всегда, применяют дополнительные механические устройства, позволяющие после приложения необходимого усилия закрепления к заготовке отказаться от гидрозажима. Это создает безопасные условия работы и повышает долговечность силовых устройств. Данный принцип широко используется в современных конструкциях приспособлений.

Из широкой номенклатуры применяемых кулачков и кулачковых устройств следует отметить гидропластные кулачки [2]. Кулачки одностороннего действия (рис. 1) успешно применяют на токарных и карусельных станках. Заготовку предварительно закрепляют вин-

том 5 с усилием 1,5...2,0 т, а окончательно – вращением внутреннего винта 6, который давит на плунжер 3 через переходник 4.

Соотношение между площадями цилиндра 1, поршня 2 и плунжера 3 подобрано так, что при осевом усилии на винте 6 в 100 Н сила закрепления заготовки кулачком достигает 2000 Н, а рабочее давление гидропласта достигает 50 МПа. Гидропластный механизм позволяет закреплять заготовки в обхват или враспор.

В процессе установки и после закрепления проводят выверку положения заготовки. Во всех случаях точность выверки на многоцелевых, расточных и им подобных станках задает технолог в технологический процесс. Если выверку проводят по разметке, точность выдерживают в пределах $\pm 0,5$ мм на всей длине детали, если же с помощью индикаторов по поверхностям, имеющим шероховатость в пределах $Ra = 2,5...20$ мкм, то достигают точности $\pm 0,02...0,03$ мм на длине 1000 мм.

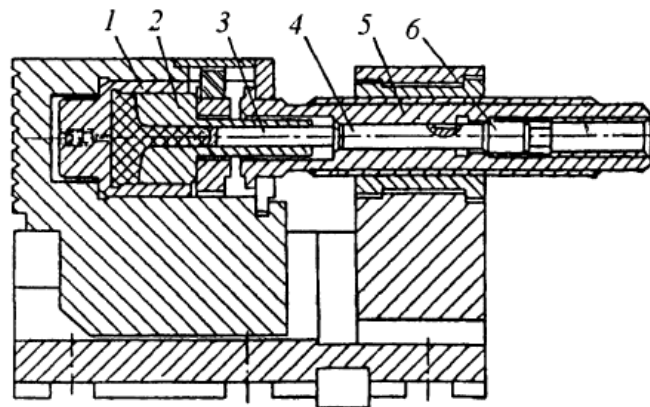


Рис. 1 – Гидропластный кулачок одностороннего действия для токарных и карусельных станков:

1 – цилиндр; 2 – поршень; 3 – плунжер; 4 – переходник;
5 – винт; 6 – винт

Соотношение между площадями цилиндра 1, поршня 2 и плунжера 3 подобрано так, что при осевом усилии на винте 6 в 100 Н сила закрепления заготовки кулачком достигает 2000 Н, а рабочее давление гидропласта достигает 50 МПа. Гидропластный механизм позволяет закреплять заготовки в обхват или враспор.

Существующие конструкции приспособлений не обеспечивают обработки на вертикально-обрабатывающем оборудовании, а наличие гидропривода не дает возможности установки его на поворотном столе.

Целью настоящей работы является разработка новой конструкции приспособления, которое обеспечит равномерность закрепления и контроль силы закрепления.

Новая конструкция гидромеханического кулачка [3] обеспечивает равномерность закрепления заготовок и позволяет контролировать контроль усилия закрепления их. Принцип действия кулачка, установленного на планшайбе, заключается в предварительном подводе кулачков к детали, после чего производится закрепление при помощи гидравлической системы кулачка (рис. 2).

Объектом закрепления служат детали типа тел вращения по наружным поверхностям на токарных, зубофрезерных, глубоко-сверлильных операциях, на станках, оснащенных планшайбой.

Поставленная цель достигается тем, что поршень состоит из двух частей, которые соединены между собой через систему отверстий 5, заполненных гидропластом. Отверстия соединены с системой индикации сжатия пружин (рис. 2).

Приспособление состоит из корпуса 1 с полостью для рабочей жидкости 2, в котором расположен поршень 3 с полостью 4, которая соединена с системой отверстий 5, заполненных гидропластом. Ось 6 является составной частью поршня 3, тарельчатой пружины 7,

крышки 8, пяты 9, плунжера 10, привода насоса 11, который расположен в корпусе 1. Для контроля усилия закрепления служит система индикации пружин 14 (см. рис. 2).

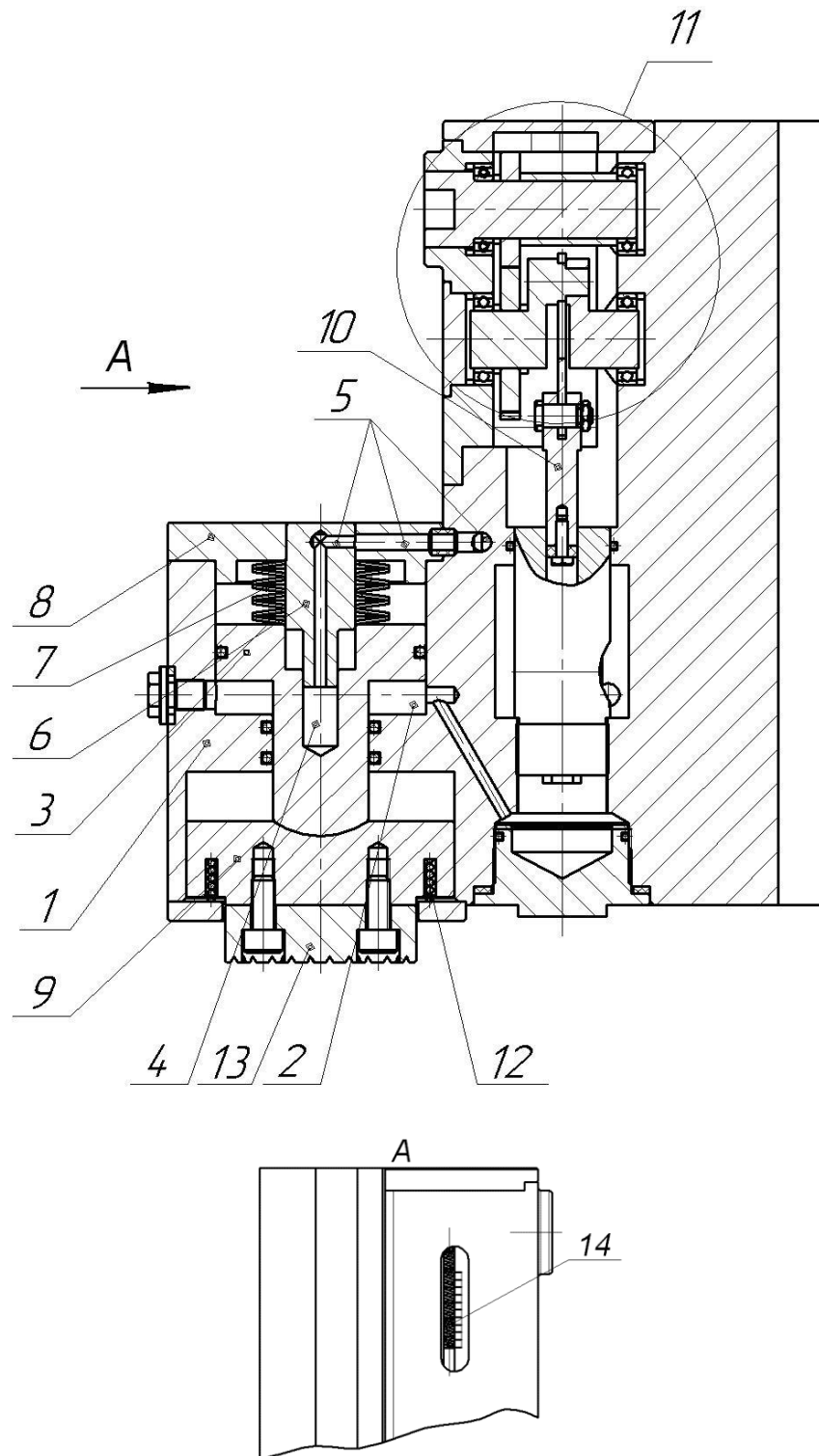


Рис. 2 – Приспособление для закрепления заготовок:
а – гидромеханический кулачок; б – система индикации;
1 – корпус; 2 – емкость для рабочей жидкости; 3 – поршень; 4 – полость;
5 – система отверстий; 6 – ось; 7 – тарельчатая пружина; 8 – крышка;
9 – пята; 10 – плунжер; 11 – привод насоса; 12 – пружина сжатия;
13 – сменная вставка; 14 – шкала системы индикации пружин

Закрепление детали осуществляется следующим образом: при передаче приводом насоса плунжеру 10 движения вниз, рабочая жидкость перемещается в полость 2 и нажимает на поршень 3, который поднимается вверх и действует на пружины 7, которые сжимаются, за счет чего поднимается пята 9 и осуществляется закрепление заготовки. Одновременно гидропласт из полости 4 вытесняется и заполняет систему отверстий 5, которые расположены в оси 6, крышке 8 и корпусе 1, а ось является составной частью поршня.

Система отверстий соединена с системой индикации пружин (см. рис. 2), которая расположена на поверхности корпуса и содержит шкалу 14 для фиксации и контроля сил закрепления. Функционирование системы индикации сжатия пружин обеспечивается заполнением гидропластом полости 4, системы отверстий 5, которые находятся в оси 6, крышке 8 и в корпусе 1.

В исходном положении тарельчатые пружины 7 разжаты и указатель на шкале находится в позиции «0». При подаче рабочей жидкости в штоковую полость рабочего цилиндра посредством привода насоса 11 через плунжер 10, пята 9 поднимается вверх и происходит сжатие тарельчатых пружин 7. При этом пружина сжатия 12 разжимается и способствует поднятию пяты 9, на которой закреплена сменная вставка 13. Происходит раскрепление заготовки.

Для следующего закрепления заготовки указательный стержень на шкале 14 (см. рис. 2) начинает двигаться вверх, пропорционально величине сжатия пружин. Необходимо подвести кулачок на расстояние 1...5 мм к закрепляемой детали и в ручном режиме ручку клапана повернуть вниз, чем сбрасывается давление жидкости в рабочей полости и тарельчатые пружины 7 станут перемещаться в сторону закрепляемой детали, указательный стержень возвращается в исходное положение.

Величина силы закрепления на каждом кулачке определяется по формуле:

$$Q = \frac{K \sqrt{\left(\frac{-P_x r_1 + P_y a}{4 f r_2}\right)^2 + \left(\frac{P_z r_1}{4 f r_2}\right)^2}}{4},$$

где P_x, P_y, P_z – составляющие силы резания, Н;
 r_1, r_2 – радиус детали, мм;
 f – коэффициент трения;
 a – расстояние до места приложения силы, мм;
 K – поправочный коэффициент.

Зная рассчитанную величину силы закрепления, можно управлять ее величиной. Применение разработанного гидромеханического кулачка при установке и закреплении крупногабаритных заготовок позволит сократить вспомогательное время, связанное с установкой и закреплением заготовки, повысить точность установки заготовки в приспособлении, а также улучшить условия труда станочника за счет уменьшения утомляемости станочника.

Выводы

Разработана конструкция приспособления для закрепления крупногабаритных деталей при выполнении токарных, фрезерных, расточных, глубоко-сверлильных операций в условиях единичного и мелкосерийного производства, которая расширяет его технологические возможности.

Новая конструкция гидромеханического кулачка позволяет повысить надежность закрепления и уменьшить вспомогательное время, т.е. повысить производительность обработки.

Использование гидропласта для силового замыкания конструкторской цепи путем равномерного распределения силовых нагрузок на него при установке детали, обеспечивает высокую точность закрепления, обеспечивает и контроль усилия закрепления.

Базирование обрабатываемых деталей осуществляется без выверки, что обеспечивает возможность автоматического получения размеров.

Литература: 1. Технология машиностроения. В 2 т. Т.2: Производство машин / Под ред. Г.Н. Мельникова. – М.: Изд-во МГТУ им. Баумана, 2001. – 640 с. 2. Ансеров М.А. Приспособления для металлорежущих станков. – Л.: Машиностроение, 1975. – 313 с. 3. Патент на корисну модель 39032 Україна В23Q3/06. Пристрій для затиску заготовок / Л.П. Колот, Ю.Б. Борисенко, С.Г. Онищук, О.А. Юрченко. – № u2008 39032, Заявл. 24.07.2008. – Надрук. 26.01.2009. – Бюл.№2. – 2 с.: іл.

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

РОЗРОБКА ПРИСТРОЮ ДЛЯ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ ЗАКРІПЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ПРИ МЕХАНООБРОБЦІ

Колот Л.П., Борисенко Ю.Б., Онищук С.Г., Стародубцев І.М.

У роботі запропонована нова конструкція верстатного пристосування для закріплення великогабаритних деталей при виконанні токарних, розточувальних, фрезерних операцій в умовах одиничного і дрібносерійного виробництва. Запропонований гідромеханічний кулачок, який за рахунок використання гідропласту для силового замикання дозволяє підвищити надійність, зменшити допоміжний час і забезпечити точність установки. За рахунок здійснення базування деталей без вивіряння розміри деталей виходять автоматично.

РАЗРАБОТКА УСТРОЙСТВА ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ КАЧЕСТВА ЗАКРЕПЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ПРИ МЕХАНООБРАБОТКЕ

Колот Л.П., Борисенко Ю.Б., Онищук С.Г., Стародубцев И.Н.

В работе предложена новая конструкция станочного приспособления для закрепления крупногабаритных деталей при выполнении токарных, расточных, фрезерных операций в условиях единичного и мелкосерийного производства. Предложен гидромеханический кулачок, который за счет использования гидропласта для силового замыкания позволяет повысить надежность, уменьшить вспомогательное время и обеспечить точность установки. За счет осуществления базирования деталей без выверки размеры деталей получаются автоматически.

DEVELOPMENT OF DEVICE FOR PROVIDING OF QUALITY OF FIXING OF DETAILS AT TOOLING

L.P. Kolot, Y.B. Borisenko, S.G. Onischuk, I.N. STARODUBTSEV

In work the new design machine-tool adaptations for fastening of large-sized details at performance of turning, boring, milling operations in the conditions of individual and small-scale manufacture is offered. The hydromechanical cam which at the expense of use of a hydroplaster for power short circuit allows to raise reliability is offered, to reduce auxiliary time and to provide accuracy of installation. At the expense of realisation of basing of details without adjustment the sizes of details turn out automatically.

Ключевые слова: Качество, устройство, кулачок, надежность, точность.

Ключові слова: Якість, пристрій, кулачок, надійність, точність.

Key words: Quality, device, fist, reliability, exactness.

Саункін В.Т., Онищук С.Г.
ДГМА, г. Краматорск, Україна

ПОГРІШНОСТІ ОБРОБКИ ПРИ ВИКОРИСТАННІ ЗАСОБІВ АКТИВНОГО КОНТРОЛЮ

Основним завданням використання засобів активного контролю є підвищення розмірної точності деталей за рахунок усунення впливу на точність обробки зношення різального інструмента, теплових та силових деформацій технологічної системи. Але треба враховувати те, що погрішності геометричної форми деталей, які пов'язані недосконалістю окремих вузлів верстата, не компенсуються засобами активного контролю. Тому використання навіть самих точних приладів не гарантує отримання високої розмірної точності виробів, якщо який-небудь з елементів технологічної системи верстат-приспособування-інструмент-деталь не відповідає визначеним вимогам [1].

Метою роботи є визначення погрішності при використанні засобів активного контролю при механічній обробці.

Засоби активного контролю є складовою частиною технологічних систем, точність яких визначається характеристиками розсіювання розмірів деталей, що виготовляються на металорізальних верстатах з активним контролем. Погрішності системи залежать як від власних погрішностей вимірювального пристрою, так і в значно більшій мірі від погрішностей технологічної системи, тобто від погрішностей верстата (коливань зазорів, інерційності, вібрацій і ін.), приспособування, зношення інструмента, вибраних режимів обробки, коливань припусків на обробку, структури автоматичного циклу, умов охолодження, теплових та силових деформацій технологічної системи і ін [2, 3].

Погрішності спрацювання та зміщення настройки сучасних точних засобів активного контролю, що використовуються на шліфувальних верстатах, складають від $\pm 0,5$ до ± 1 мкм розсіювання розмірів деталей при використанні цих пристроїв на різних верстатах та в різних технологічних умовах як показують дослідження можуть коливатись в широких межах, і як правило, значно перевищують величину власної погрішності приладу.

Погрішність розмірів оброблюваних деталей, так само як і погрішності вимірювання діляться на систематичні, випадкові та грубі.

Дослідження сумарних погрішностей будь-якого технологічного процесу виконують шляхом вимірювання розмірів партії оброблюваних деталей. Величина партії повинна достатньо повно характеризувати процес, що досліджується. Статистичні характеристики процесу визначається шляхом математичного опрацювання результатів вимірювань. Зоною розсіювання (розмахом) відхилень V називають різницю між найбільшим та найменшим значеннями розмірів партії деталей: $V = x_{\max} - X_{\min}$. Для спрощення математичної обробки зона ділиться на 6-10 інтервалів. Середнє значення відхилень (центр групування) характеризує систематичну погрішність процесу:

$$\bar{X} = \sum x_i (n_i / N),$$

де x_i – середнє значення i – го інтервалу;
 n_i – частота повторень;
 N – загальна кількість деталей в партії.

Відношення n_i / N називається частістю або емпіричною ймовірністю появи значення x_i . За значеннями x_i та n_i / N будується емпірична крива розподілу, яку порівнюють з теоретичним законом розподілу. Середнє квадратичне відхилення розмірів партії деталей є характеристикою випадкових погрішностей процесу:

$$\sigma = \sqrt{x_i^2 (n_i/N) - \bar{X}^2} .$$

Ці величини характеризують як погрішності обробки, так і погрішності виміру розмірів, тобто

$$\sigma = \sqrt{\sigma_{обр}^2 + \sigma_{вимір}^2} ,$$

$$\bar{X} = \bar{X}_{обр} + \bar{X}_{вимір} ,$$

де $\sigma_{обр}$ – середнє квадратичне відхилення погрішностей обробки;
 $\sigma_{вимір}$ – середня квадратична погрішність вимірів;
 $\bar{X}_{обр}$ - середнє значення відхилень обробки;
 $\bar{X}_{вимір}$ - середнє значення відхилень вимірів.

Однією з основних характеристик функціональних усереднених погрішностей є середня величина вимірювань функціональної усередненої погрішності, що доводиться на одну деталь:

$$a = (\bar{X}_n - \bar{X}_i) / N_i ,$$

де \bar{X}_n - значення середнього відхилення останньої групи деталей;
 \bar{X}_i - значення середнього відхилення першої групи деталей;
 N_i – кількість деталей між точками, що відповідають \bar{X}_n і \bar{X}_i .

Значення величини a тим більше, чим сильніше виявляється вплив якої-небудь функціональної погрішності, наприклад зношення різального інструмента. Сумарне розсіювання розмірів партії деталей залежить як від власне випадкових погрішностей. Під впливом останніх центр групування сумарної кривої розподілу зміщується на величину

$$\sum \Delta \bar{X} / 2 = (\bar{X}_n - \bar{X}_i) / 2 ,$$

а гранична величина сумарного поля розсіювання V , припускаючи, що власне випадкові погрішності миттєвого розподілу підпорядковуються нормальному закону (закону Гауса), може бути виражена формулою

$$V = V \sum \Delta \bar{X} + 6\sigma_{сум} ,$$

де $\sum \Delta \bar{X}$ - алгебраїчна сума усереднених (систематичних) погрішностей;
 $\sigma_{сум}$ – сумарне середнє квадратичне відхилення власне випадкових погрішностей обробки:

$$\sigma = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \dots + \sigma_n^2} .$$

Величина допуску на розмір δ повинна перевищувати величину сумарного поля розсіювання V . Різниця $\sigma - V$ є запасом точності процесу і характеризує його стабільність.

Необхідно враховувати, що погрішності геометричної форми деталей, що викликані недосконалістю окремих вузлів верстата та вибраних режимів обробки, не компенсуються засобами активного контролю. Тому використання навіть самих точних приладів не гарантує

отримання високої розмірної точності деталей, якщо який-небудь з елементів технологічної системи не відповідає визначеним вимогам.

Як показали дослідження [3], випадкова складова при автоматизованому виробництві з використанням засобів активного контролю складає більшу частину сумарної погрішності.

Це підтвердили проведені дослідження, зокрема, через недосконалість технології при врізному шліфуванні. На рис.1 представлена залежність сумарної погрішності обробки $\Delta_{\text{сум}}$ від швидкості знімання припуску при обробці внутрішнього кільця підшипника $\varnothing 45$ мм.

Умови обробки: $V_{\text{різ}} = 60$ м/с; $n = 360$ хв⁻¹; цикл шліфування – урізування з подачами 1; 1,5; 5; 10; 15; 20 мкм/с.

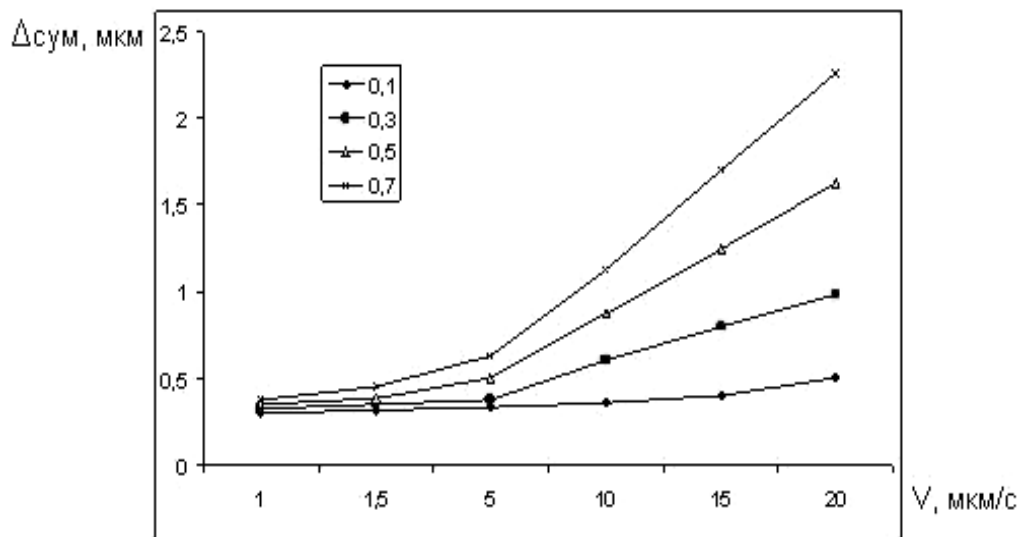


Рис.1 – Залежність погрішності обробки $\Delta_{\text{сум}}$ від швидкості V знімання припуску при різних нестабільностях швидкості знімання $\Delta V/V$.

Як видно з графіка, сумарна погрішність обробки зростає зі збільшенням нестабільності знімання припуску, а збільшення тільки швидкості знімання приводить до незначного збільшення погрішності обробки. Однакова точність може бути досягнута при завершенні обробки зі швидкістю знімання від 1 до 20 мкм/с.

Висновки

Проведені дослідження наявно ілюструють вплив технологічних факторів на погрішність обробки і показують необхідність стабілізації режимів різання на шліфувальних верстатах.

Література: 1. Зайцев С. А. Контрольно-измерительные приборы и инструменты // С. А. Зайцев, О. Д Грибанов, А. Н. Толстов, Р. В Меркулов. – М. : Издательский центр «Академия», 2002. – 464 с. 2. Автоматизация машиностроения: Учебник для вузов. / Н. М. Капустин, Н. П. Дьячкова, П. М. Ковалев; Под. ред. Н. М. Капустина – М. : Высшая школа, 2003. – 223 с. 3. Саункин В. Т., Онищук С. Г., Миранцов С. Л., Тулупов В. И. Повышение производительности и точности контроля деталей. //Вестник ДГМА. – Краматорск: ДГМА, 2008. – Вып. 1. – С. 162 – 165.

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

ПОГРІШНОСТІ ОБРОБКИ ПРИ ВИКОРИСТАННІ ЗАСОБІВ АКТИВНОГО КОНТРОЛЮ

Саункін В.Т., Онищук С.Г.

Розглядаються питання визначення погрішності обробки на автоматизованому устаткуванні і використанні засобів активного контролю. Пропонується методика оцінки випадкових і систематичних погрішностей обробки при врізному шліфуванні, пов'язані з погрішностями, як використовуваного технологічного устаткування, так і погрішностей вимірювання засобів активного контролю в умовах автоматизованого виробництва.

ПОГРЕШНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ СРЕДСТВ АКТИВНОГО КОНТРОЛЯ

Саункин В.Т., Онищук С.Г.

Рассматриваются вопросы определения погрешности обработки на автоматизированном оборудовании и использованием средств активного контроля. Предлагается методика оценки случайных и систематических погрешностей обработки при врезном шлифовании, связанные с погрешностями, как используемого технологического оборудования, так и погрешностей измерения средств активного контроля в условиях автоматизированного производства.

ERRORS OF TREATMENT ARE AT THE USE OF FACILITIES OF ACTIVE CONTROL

V.T. Saunkin, S.G. Onishchuk

Questions of definition of an error of processing on the automated equipment and use of an in-process gauging technique are considered. The technique of an estimation of casual and regular errors of processing is offered at mortise polishing, connected with errors both the used process equipment, and errors of measurement of an in-process gauging technique in conditions of the automated manufacture.

Ключевые слова: Погрешность, активный контроль, методика, шлифование, автоматизация.

Ключові слова: Погрішність, активний контроль, методика, шліфування, автоматизація.

Key words: Error, active control, method, polishing, automation.

РОЗДІЛ 4 МОДЕЛЮВАННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ЕЛЕМЕНТІВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

УДК 621.9

Рогов В.А., Соловьев В.В., Куприянова О.П., Белов П.С.
РУДН, Кафедра ТММСИ, Москва, Россия,

ИССЛЕДОВАНИЕ КОМПЬЮТЕРНЫХ МОДЕЛЕЙ РАСТОЧНЫХ ТОКАРНЫХ РЕЗЦОВ С КОМБИНИРОВАННЫМИ ДЕРЖАВКАМИ

Обработка резанием является универсальным методом механической обработки. С ее помощью изготавливается более 70% изделий. Не последнюю роль в их качестве играет режущий инструмент. Режущий инструмент непосредственно контактирует с зоной стружкообразования, и именно через него и посредством него силовые, тепловые и другие эффекты воздействуют на поведение всей системы, поэтому крайне необходимо углубление знаний о процессах статических деформаций и колебаний резца в процессе резания как элемента замкнутой системы «станок - процесс резания - режущий инструмент». В связи с возрастающими требованиями к качеству и точности готовых изделий требуются решения проблемы обеспечения виброустойчивости инструмента. Динамическая характеристика режущего инструмента во многом определяет процесс резания и такие выходные параметры его, как стойкость режущего инструмента и качество обработанной поверхности.

В данной статье были поставлены задачи: провести статическое исследование расточного токарного резца со вставками из материала, обладающего высокой демпфирующей способностью; определить количественный показатель демпфирования такой, как Ψ - коэффициент диссипации энергии; разработать компьютерную модель для получения первоначальных данных величины прогиба вершин державок резцов, которая бы в перспективе ускорила процесс выбора и разработки конструкции державок. Для разработки компьютерной модели необходимо было получить определенные параметры, по которым можно было бы подтвердить ее адекватность. Такую задачу целесообразнее было решить путем исследования резцов на специально разработанном стенде.

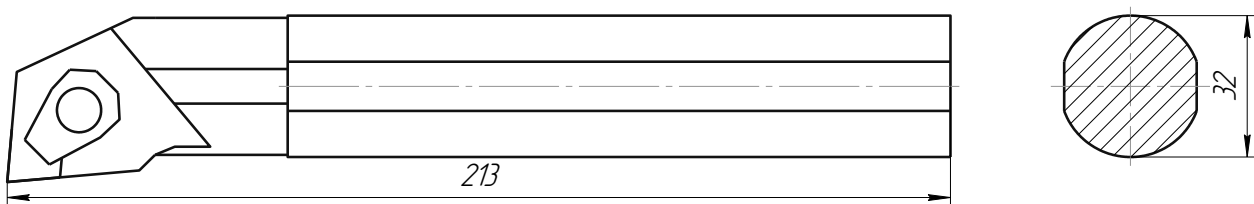


Рис. 1 – Расточной токарный резец марки S32X-MCLNL 12-Bh 12

В экспериментах использовались сборные расточные токарные резцы марки S32X-MCLNL 12-Bh 12 с ромбическими пластинами и материалом державки сталь 40X. Главный угол в плане $\phi = 80^\circ$. Крепление режущей пластины производилось винтом через прихват. Сечение державки было круглым и составляло 32 мм, длина резца 213 мм.

Исследовались 11 резцов, державка одного из них была стандартной и использовалась для сравнения; в десяти других были выполнены сверлением и фрезерованием продольные канавки различных форм сечений на длину 200 мм. Тем самым создавались полости для армирования державок композиционным материалом. В качестве композиционного материала применялся синтегран. Он заливался в полости после тщательного обезжиривания контактных поверхностей. Излишки материала по завершении полимеризации удалялись до получения исходного размера сечения державки путем шлифования.

Общий вид и сечения державок показаны на рисунке 2, согласно которому им были присвоены порядковые номера.

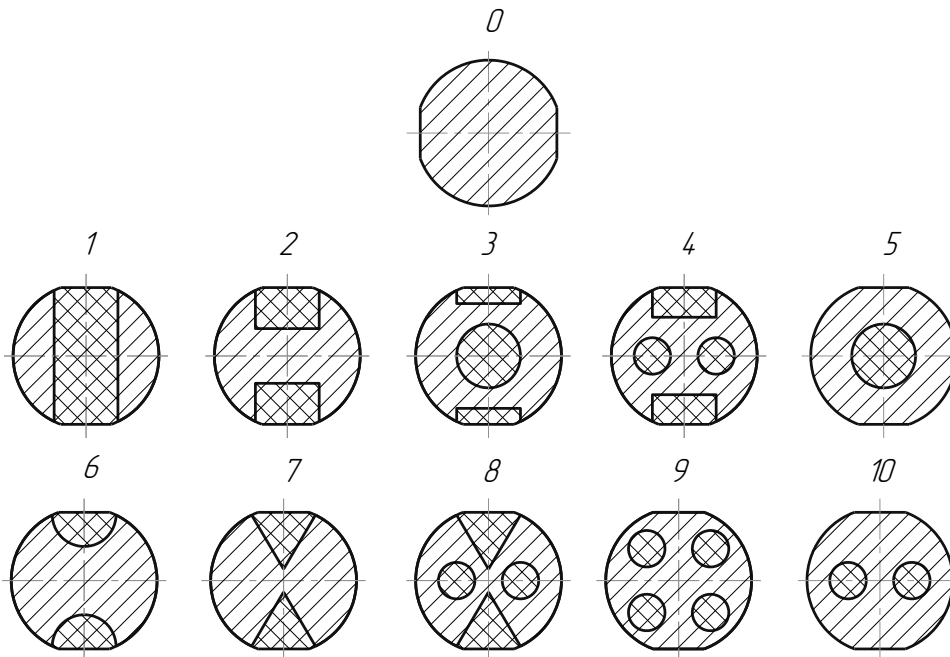


Рис. 2 – Модели сечения державки.

Для проведения статических исследований был изготовлен специальный стенд. Основание стенда для статического исследования расточного резца представляло собой жесткую конструкцию в форме плиты с Т-образными пазами для закрепления последующих элементов конструкции, изготовленную из стали 45. На основание были установлены остальные элементы стенда. Приспособление для закрепления резца (1), которое полностью имитирует крепление расточного резца в резцедержателе токарного станка 16К20. Нажимное устройство с мелкой резьбой (2), позволяющей проводить нагружение и разгрузку плавно и с большой точностью, полностью имитирует силу резания. Усилие от нажимного устройства на резец передавалось через динамометр (3), представляющий собой скобу с установленным на ней индикатором часового типа с ценой деления 0,01 мм. Перемещение вершины резца определялось с помощью рычажно-зубчатого многооборотного индикатора МИГ - 1 с ценой деления 0,001 мм (4).

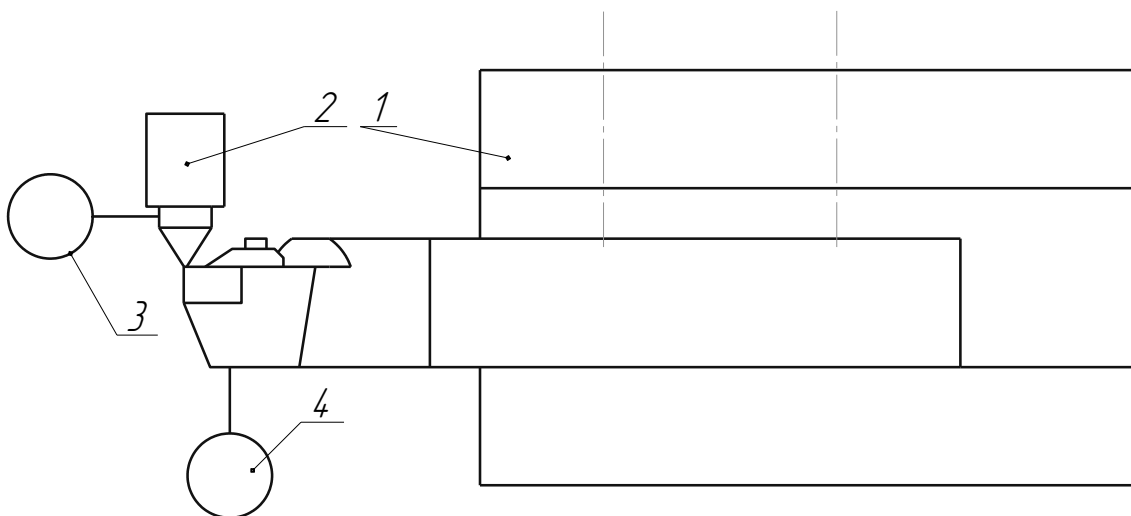


Рис. 3 – Схема стенда для проведения статических исследований,

На рисунке 4 показаны тарировочные линии, используемые для расшифровки показаний изменения сил и перемещений при нагружении и разгрузке.

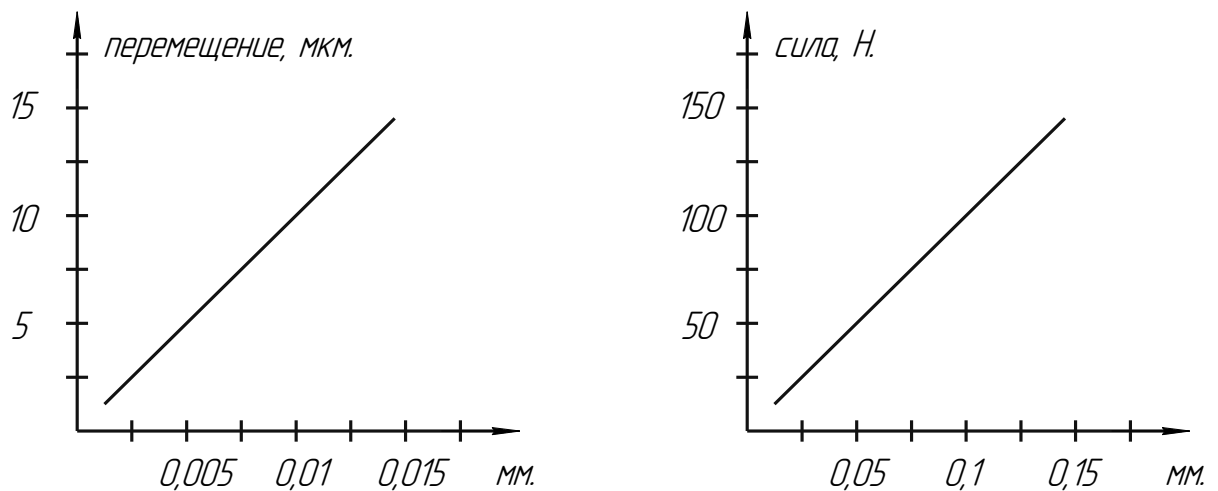


Рис. 4 – Тарировочные линии изменения треков силы (а) и перемещения(б)

Таким образом, в каждом эксперименте для соответствующего резца при воздействии на него нагружающим устройством производилась регистрация зависимости «нагрузка-прогиб» для нескольких циклов «нагружения - разгрузка».

При растачивании вылет резца является одним из основных параметров его работоспособности, поэтому эксперимент демпфирующих державок проводился для трех величин вылетов 40; 80; и 120мм.

Резец нагружался силой от 0 до 700Н под углом действия реальной силы резания. Отдельное внимание при нагружении было уделено силе равной 52Н (40.5Н по оси OZ, 24.5Н по оси OY и 21.4Н по оси OX), как реальной в процессе резания при тонком точении, которая была определена из уравнения (1) [1, с.271]

$$P_{z,y,x} = 10C_p t^x S^y v^n K_p \quad (1)$$

Так же, при закреплении резца к нему была приложена сила в местах крепления резца в резцедержателе равная 5592Н для каждого болта [2, с.78].

В результате проведенных экспериментов были получены зависимости «нагрузка-прогиб», которые представлены на рисунке 5.

На рисунке 5 отчетливо видно три зависимости.

а) кривая деформации вершины резца при нагружении не совпадает с кривой деформации при разгрузке, т.е. получилась петля гистерезиса, площадь которой характеризует потери на внутреннее трение, т.е. способность державки резца рассеивать энергию колебаний и, таким образом, снижать их амплитуду.

б) в зависимости от формы вставок изменяется величина перемещений вершины резца и расхождение кривых деформации вершины резца при нагружении и разгрузке. Что объясняется разностью сочетаний объемных долей металла и синтегранна в державке и площадью их соприкосновения, а также моментом инерции металлического скелета державки.

в) с уменьшением вылета резца уменьшается прогиб и расстояние между кривыми деформации вершины резца при нагружении и разгрузке. Эта зависимость возникает не только от того, что уменьшается расстояние от нагружаемой точки до места жесткого закрепления резца, но и от того, что на самом конце резца синтеграновые вставки отсутствуют, в связи, с чем происходит меньшая работа синтегранна, а работа металла увеличивается.

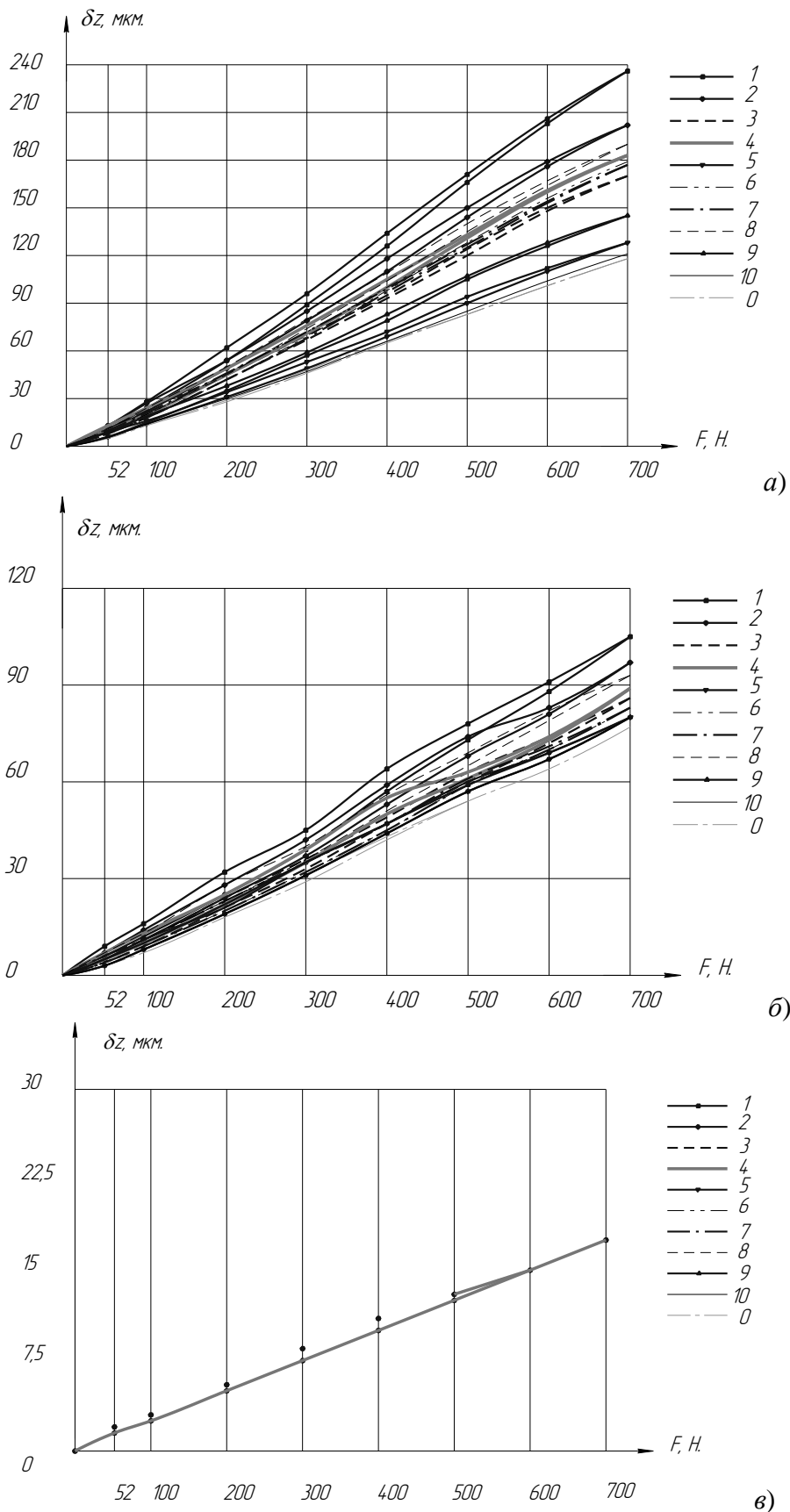


Рис. 5 – Экспериментальные зависимости «нагрузка-прогиб»: а) вылет 120 мм; б)- вылет 80 мм; в) вылет 40 мм.

Это объясняет и то, что при вылете 40 мм все кривые сходятся в одну, так как при этом вылете в не зажатой части резца уже нет синтеграновых вставок.

По полученным графикам стало также возможно определить количественный показатель демпфирования Ψ - коэффициент диссипации энергии. Коэффициент диссипации энергии определяемый как отношение площади между кривыми нагружения и разгрузки при статических исследованиях W_1 и площади между кривой нагружения и осью абсцисс W_2 [3, с.22]

$$\psi = \frac{W_1}{W_2} \quad (2)$$

Полученные данные были сведены в график зависимости коэффициента диссипации энергии от вылета и вида сечения державки, показанного на рисунке 6.

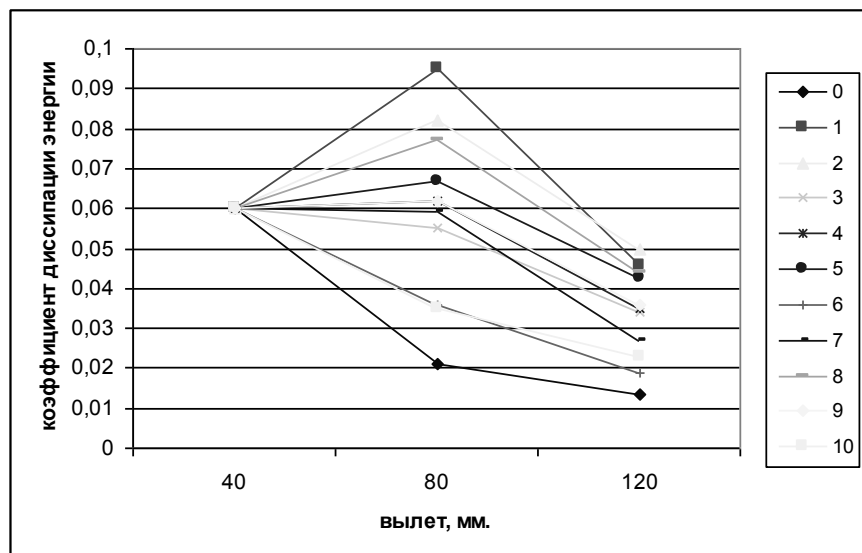


Рис. 6 – График зависимости коэффициента диссипации энергии от вылета и вида сечения державки.

Из рисунка 6 видно, что коэффициент диссипации энергии у резцов с большим содержанием синтегранна и большим моментом инерции металлического скелета выше. Это объясняется тем, что при увеличении момента инерции металлического скелета уменьшается прогиб, что приводит к уменьшению площади между кривой нагружения и осью абсцисс. А увеличение композиционного материала в державке приводит к увеличению внутреннего трения, что увеличивает площадь между кривыми нагружения и разгрузки.

Получив экспериментальные данные прогибов вершин резцов стало возможным создать компьютерную модель, ускоряющую процесс разработки конструкции державок для получения первоначальных данных величины прогиба вершин резцов и подтверждающую соответствие построенных моделей в программе конечно-элементного анализа COSMOSWorks с реальными резцами. [4]

Для этого были созданы 11 объемных моделей расточных токарных резцов полностью идентичных резцам, используемым для проведения статического эксперимента (рисунок 7), и произведен компьютерный анализ на основе метода конечных элементов.

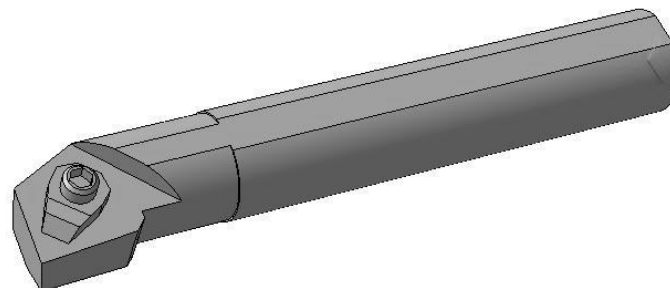


Рис. 7 – Объемная 3D модель расточного токарного резца марки S32X-MCLNL 12-Bh 12

Моделі расточных токарных резцов нагружались такой же силой, как и реальные резцы при проведении статического эксперимента. В местах крепления резца в резцедержателе к ним была приложена та же сила, равная 5592Н для каждого болта. И было введено ограничение перемещения в том месте, где резец соприкасался с установочной плоскостью державки. Далее для этих моделей была сгенерирована конечно-элементная сетка и проведен статический расчет.

В результате расчетов были получены данные и построены графики (рисунок 8), на которых отразилась зависимость величины перемещения вершины расточного токарного реза от величины нагружения и вида сечения державки.

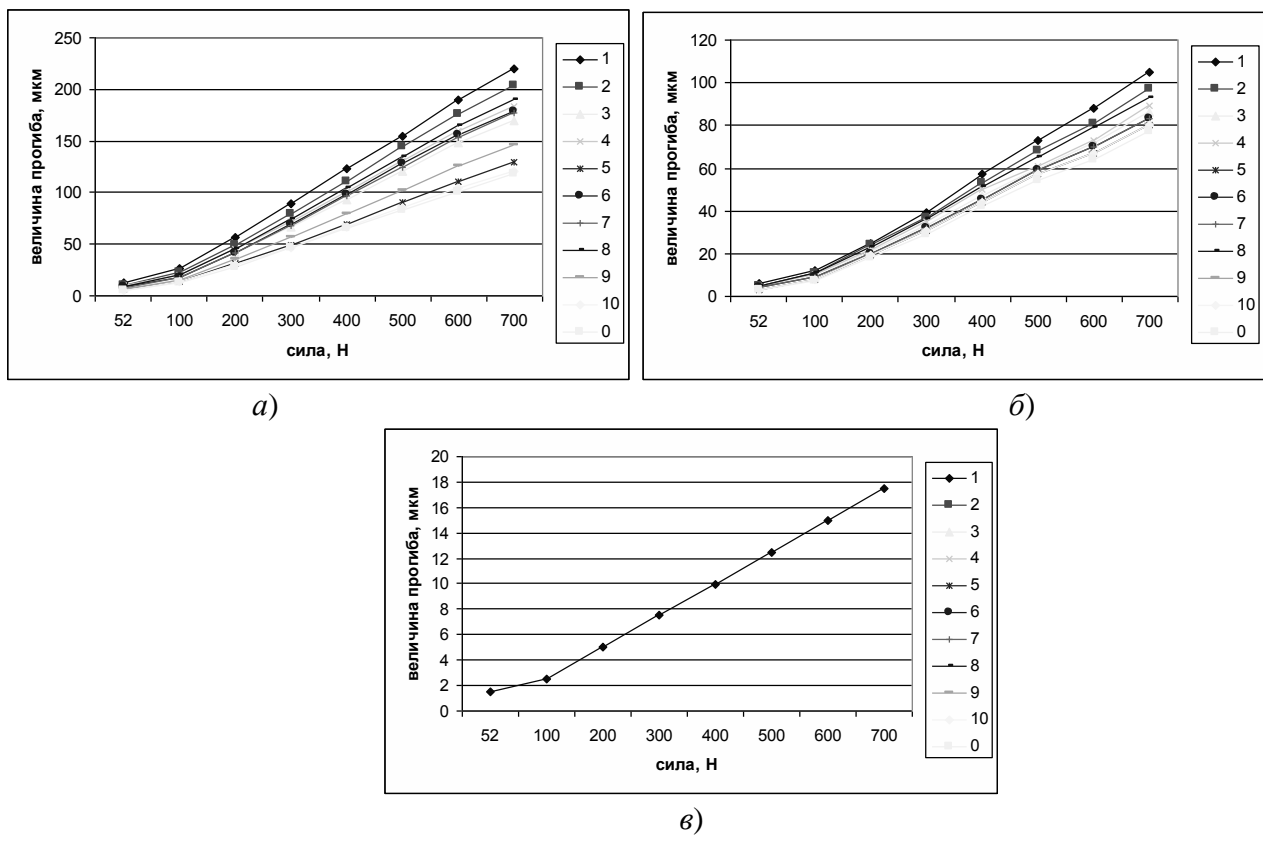


Рис. 8 – Компьютерная зависимости «нагрузка-прогиб»: а- вылет 120 мм; б- вылет 80 мм; в- вылет 40 мм.

Проанализировав данные и графики полученные при компьютерном эксперименте и сравнив их со статическими, мы получили, что отклонение статических и компьютерных величин не превышает 10 %.

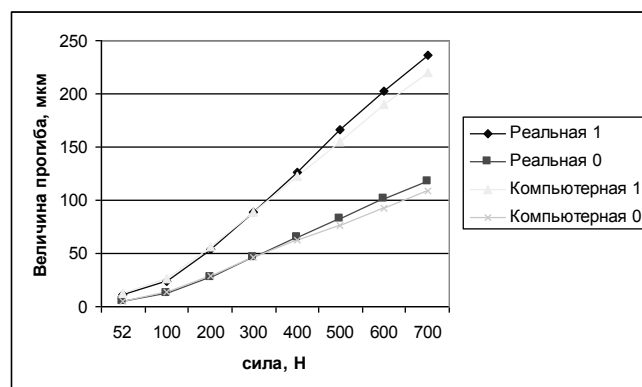


Рис. 9 – Пример сопоставления графиков реального и компьютерного эксперимента для резцов под номерами 0 и 1 при вылете 120 мм.

Выводы

И так, с помощью разработанного стенда нам удалось определить реальную величину перемещения вершины расточного токарного резца марки S32X-MCLNL 12-Bh 12 и разработанных нами его модификаций; определить количественную величину показателей демпфирования такую, как коэффициент диссипации энергии; доказать адекватность работы компьютерных моделей, построенных в программе конечно-элементного анализа COSMOSWorks.

Литератур: 1. Косилов А.Г., Мещерикова Р.К. Справочник технолога-машиностроителя том 2 - М: Машиностроение, 1985. 2. Ансеров М.А. Приспособления для металлорежущих станков - М.: Машиностроение, 1964. с.652 3. Позняк Г.Г. Повышение стабильности процесса резания на основе моделирования динамики рабочего пространства технологических систем: Диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук. – Москва, 1983 4. SolidWorks.2007/2008 Компьютерное моделирование в инженерной практике. Алямовский А. А., Собачкин А. А., Одинцов Е. В., Харитонович А. И., Пономарев Н. Б. — СПб.: БХВ-Петербург, 2008. — 1040 с.: ил.

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

ДОСЛІДЖЕННЯ КОМП'ЮТЕРНИХ МОДЕЛЕЙ РОЗТОЧУВАЛЬНИХ ТОКАРНИХ РІЗЦІВ З КОМБІНОВАНИМИ ДЕРЖАВКАМИ

Рогов В.А., Соловьев В.В., Куприянова О.П., Белов П.С.

За допомогою розробленого стенду удалося визначити реальну величину переміщення вершини розточувального токарного різця марки S32x-mclnl 12-bh 12 і розроблених його модифікацій; була визначена кількісна величина показників демпфування.

ИССЛЕДОВАНИЕ КОМПЬЮТЕРНЫХ МОДЕЛЕЙ РАСТОЧНЫХ ТОКАРНЫХ РЕЗЦОВ С КОМБИНИРОВАННЫМИ ДЕРЖАВКАМИ

Рогов В.А., Соловьев В.В., Куприянова О.П., Белов П.С.

С помощью разработанного стенда удалось определить реальную величину перемещения вершины расточного токарного резца марки S32X-MCLNL 12-Bh 12 и разработанных его модификаций; была определена количественная величина показателей демпфирования.

RESEARCH OF COMPUTER MODELS OF RASTOCHNYKH LATHE CHISELS WITH COMBINED DERZHAVKAMI

Rogov V.A., Solov'ev V.V., Kupriyanova O.P., Belov P.S.

By the developed stand it was succeeded to define the real size of moving of top of rastochno lathe chisel of brand of S32x-mclnl 12-bh 12 and developed his modifications; the quantitative size of indexes of damping was certain.

Ключевые слова: Стенд, вершина, перемещение, расточной резец, модификация, демпфирование.

Ключові слова: Стенд, вершина, переміщення, розточувальною різець, модифікація, демпфування.

Keywords: Stand, top, moving, rastochnoy chisel, modification, damping.

УДК 621.9

Шишкин А.В., Сердюк А.А., Гузенко В.С.

ДГМА, Краматорск, Украина

d.art.shishkin@mail.ru

НЕЙРО-НЕЧЕТКАЯ СИСТЕМА ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ДИНАМИКИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

Введение

Одним из перспективных направлений в обработке металлов резанием является комбинированная электромеханическая обработка импульсным электрическим током (ИЭТ) плотностью до 10^6 A/cm^2 длительностью 10^{-4} c и частотой от 1 до 20 кГц [1]. В этом случае в металле проявляется электронно-пластический эффект - явление повышения подвижности дислокаций, возникающее при пластическом деформировании металлов с одновременным наложением ИЭТ [2].

Исследователи [1] предполагают, что на основе явления электропластичности могут быть созданы новые высокопроизводительные способы и технологические процессы механической обработки прежде всего материалов, относящихся к труднообрабатываемым. Возникающий при такой обработке ЭПЭ может привести к резкому (на десятки процентов) снижению усилий резания, что будет благоприятно сказываться на виброустойчивости обработки, повышении стойкости инструмента и улучшении качества обработанных поверхностей.

Остается открытым вопрос с определением момента подачи импульса электрического тока для получения максимального электронно-пластического эффекта. Очевидно, что для формирования неравновесных групп дислокаций должно пройти определенное время t_3 , изменяющееся с изменением общей деформации. Таким образом, не существует возможности в задании периодического импульсного воздействия с определенной частотой. В таких условиях необходимо создавать следящую систему управления, которая бы отслеживала текущее состояние объекта и при попадании его в область фазового пространства, в которой проявляются необходимые свойства, принимала решение о генерировании импульса тока. Негативной стороной системы принятия решений является незначительная инерционность, которая не дает возможности сформировать импульс тока в необходимый момент времени. В этом случае перспективным направлением является управление объектом по предсказанию поведения модели (MPC – Model Predictive Control). Суть данного подхода заключается в комбинации принципов управления и прогнозирования динамики системы, когда на основании математической модели системы осуществляется прогнозирование ее поведения при разных модельных управляющих воздействиях и выбирается именно то воздействие, которое приводит к требуемому поведению системы. Для осуществления данного подхода, прежде всего, необходимо сформировать модель предсказания динамики резания.

Целью данной работы является создание адаптивной нейро-нечеткой системы прогнозирования динамики процесса резания на короткий интервал времени, достаточный для принятия системой решения о генерировании импульса тока.

Основная часть

В последнее время зарекомендовал себя подход составления модели предсказания динамики процесса на основании нейро-нечетких систем. Предлагаемая нейро-нечеткая система определяется как взаимосвязанная и взаимодополняющая интеллектуальная комбинация нейронной и нечеткой подсистем. При этом нейронная подсистема предназначена для запоминания образов поведения динамической системы в разных областях фазового пространства и для выполнения задач обучения, настройки и оптимизации параметров нечеткой подсистемы. Параметры нечеткой подсистемы объединяют

совокупность данных, способных определить множество правил, формирующих базу знаний всей интеллектуальной системы.

ANFIS является аббревиатурой Adaptive Network – based Fuzzy Inference System. Это основная функция настройки систем нечеткого логического вывода типа Сугэно. Настройка представляет собой итерационную процедуру нахождения таких параметров системы нечеткого логического вывода, в частности параметров функций принадлежности, которые минимизируют расхождения между результатами логического вывода и экспериментальными данными, т. е. между действительным и желаемым поведением системы. Экспериментальные данные, по которым настраивается функции принадлежности, представляются в виде обучающей выборки.

Механизм логического вывода включает четыре этапа: введение нечеткости (фаззификация), нечеткий вывод, композиция и приведение к четкости, или дефаззификация (рис. 1) [3]. На этапе фаззификации вектор входных четких переменных u преобразуется в вектор нечетких переменных U , после чего осуществляется формирование логического вывода Y и дефаззификация, т.е. получение четкого значения системы - y .

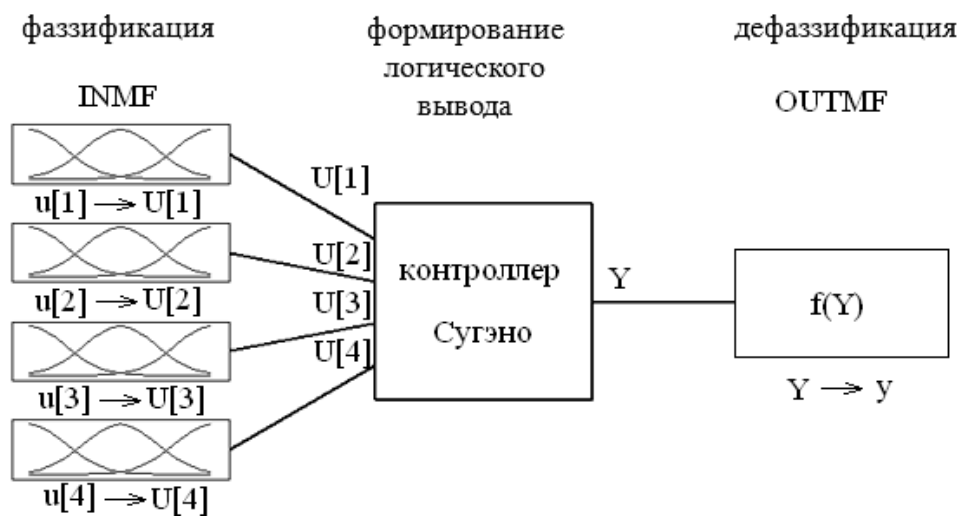


Рис. 1 – Структура нечеткой системы

Для гибридной нейро-нечеткой системы параметры функций принадлежности входных величин (INMF) и выхода (OUTMF) подстраиваются в процессе обучения нейронной сети.

Структура модели составляется экспертом на основании опыта управления подобными системами и анализа экспериментальных данных. Для определения количества входов модели, т.е. размерности ее фазового пространства, целесообразно применять фрактальный анализ, дающий представление о корреляционной размерности аттрактора системы, т.е. минимальное количество уравнений для описания ее динамики.

Проведенный ранее фрактальный анализ временной реализации процесса резания [4] показал, что корреляционная размерность системы зависит от бифуркационных параметров и от величины неопределенности системы (в виде белого шума как параметра шероховатости поверхности) и изменяется в диапазонах от $D_c = 0$ (при типе аттрактора – устойчивый фокус) до $D_c = 3,15$ (при типе аттрактора – предельный циклы воздействия на систему белого шума). Значит, максимальная размерность аттрактора системы $D_{attr} = floor(D_{attr}) + 1 = 4$, что говорит о необходимости создания 4х-мерной модели, на основании которой будет осуществляться прогнозирование динамики.

Для обучения и проверки адекватности модели использовался годограф четырехмерного вектора состояния системы в псевдофазовом пространстве (рис. 2,а), полученным реконструированием методом запаздывания по алгоритму Такенса из временного ряда виброперемещений. При этом обучающая и тестирующая выборки

разнесены во времени (рис. 2,б). Алгоритм реконструирования пространства методом запаздывания заключается в преобразовании временной реализации процесса (в данном случае виброперемещения по координате Z) $X_1(t)$ в четырехмерный вектор $[X_1(t); X_1(t-T); X_1(t-2T); X_1(t-3T)]$, где T - временная задержка согласно алгоритма Такенса. В качестве выходной переменной модели прогноза выбирается значение $X_1(t+T)$, т.е. следующее (прогнозируемое) значение временной реализации процесса.

После обучения нейронной сети по комбинированному методу обратного распространения ошибки и наименьших квадратов, т.е. минимизации ошибки обучения, была получена anfis-модель предсказания динамики резания, содержащая 16 правил формирования логического вывода (рис. 3, а).

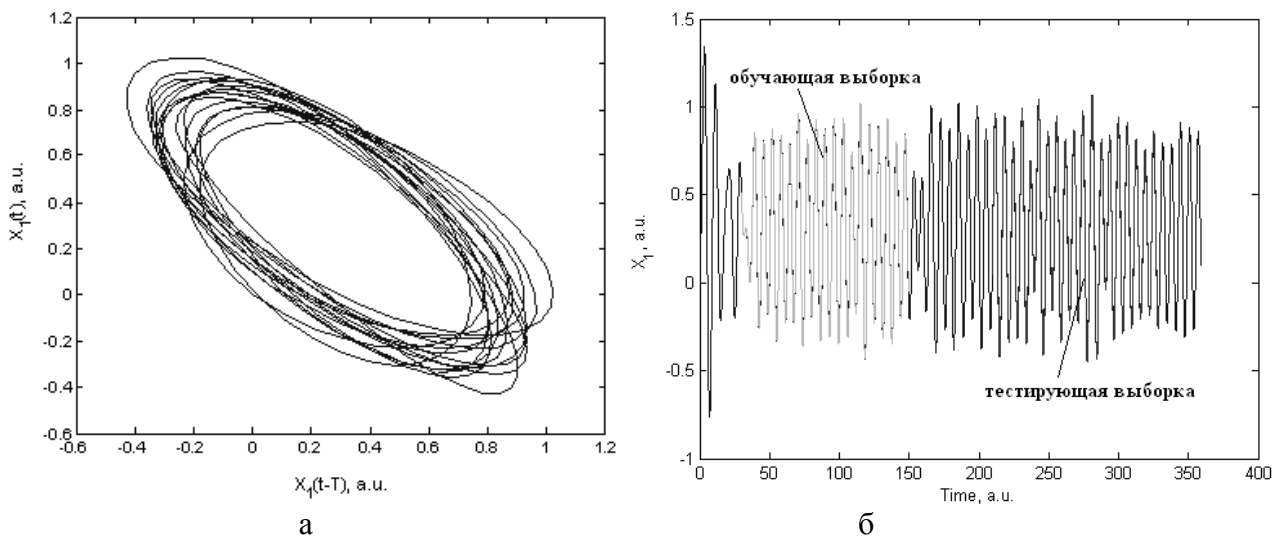


Рис. 2 – Проекция годографа четырехмерного вектора состояния системы в псевдофазовое реконструированное пространство (а) и выборки для обучения и тестирования (б)

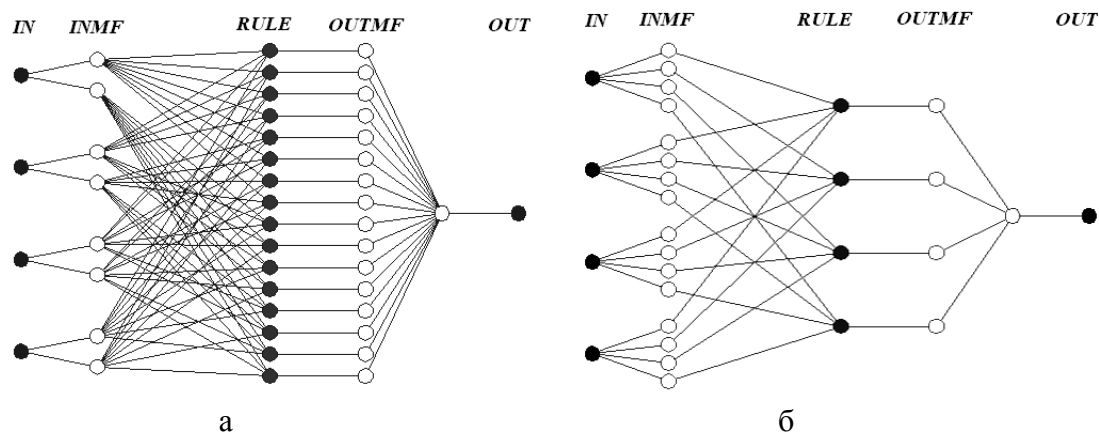


Рис. 3 – Структура адаптивной нечеткой модели, полученная обучением нейронной сети (а) и методом субтрактивной кластеризации (б)

Нечеткая модель обладает рядом преимуществ, одно из которых – гибкость в настройке, что позволяет реализовать любую нелинейную зависимость выходной величины от входных (рис. 4). Таким образом, система способна осуществлять прогноз поведения системы, фазовые координаты которой находятся в сложном нелинейном взаимодействии, и даже предсказывать поведение объекта, демонстрирующего детерминированный хаос, на

ограниченном интервале времени (из-за положительных показателей Ляпунова прогноз на большой промежуток времени невозможен).

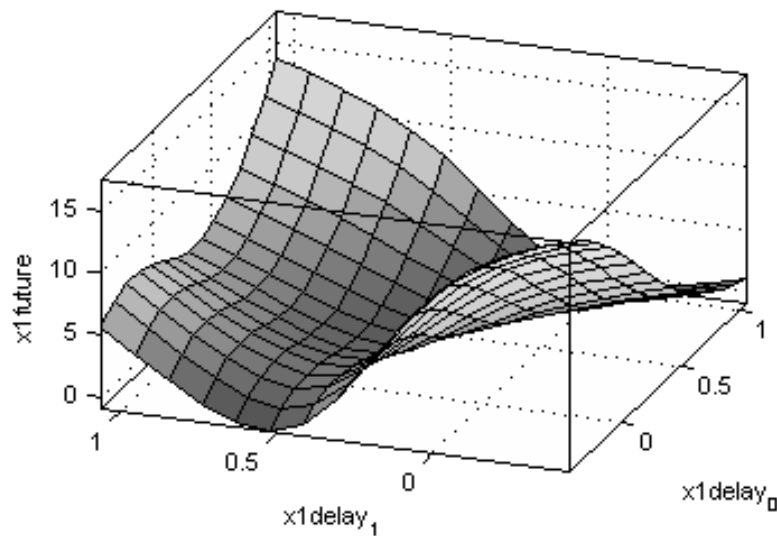


Рис. 4 – Отображение гиперповерхности отклика нечеткой модели в трехмерное пространство

Полученная модель позволяет осуществлять прогнозирование динамики резания с хорошей точностью (среднеквадратическая погрешность предсказания по обучению $\gamma_{train} = 0.055$ и по тестированию $\gamma_{check} = 0.157$).

Негативной стороной полученной модели является ее сложность (16 правил), что неизбежно приведет к громоздкости математических вычислений при принятии решений.

Значительная разница погрешностей по обучающей и тестирующей выборках ($\frac{\gamma_{check}}{\gamma_{train}} \approx 3$)

говорит о том, что модель хорошо обучилась на коротком интервале и качество прогноза со временем будет меняться.

Исходя из вышесказанного, имеет смысл применить другой метод обучения anfis-модели, основанный на методе субтрактивной кластеризации, который применяют в условиях отсутствия априорной информации о степени сложности зависимостей параметров (о структуре фазового пространства). Кластеризация позволяет разбить фазовое пространство на кластеры – относительно обособленные друг от друга области, для которых свойственно повышение вероятности прохождения годографа вектора состояния системы. Т.е. можно рассматривать эти участки фазового пространства системы как области притяжения, в некотором смысле аттракторы в псевдофазовом пространстве.

С помощью метода субтрактивной кластеризации была получена модель с четырьмя входами и одним выходом (рис. 3, б). Каждая входная и выходная переменная представляет собой нечеткое множество с четырьмя термами.

Преимуществом полученной модели является значительная простота (логический вывод формируется при помощи всего четырех правил) по сравнению с моделью, полученной ранее. При этом качество предсказания ухудшается незначительно (среднеквадратическая погрешность предсказания по обучению составляет $\gamma_{train} = 0.070$, по тестированию - $\gamma_{check} = 0.108$) на локальных участках, проявляя большую стабильность прогноза в глобальных масштабах.

Модельный эксперимент показал, что полученная таким образом anfis-модель процесса резания позволяет прогнозировать состояние системы на промежуток времени, достаточный для введения в систему корректирующих воздействий, даже с учетом

шероховатости поверхности в виде белого шума на уровне 10% от величины срезаемого слоя (рис. 5).

Полученной точности достаточно, чтоб предсказать наступление момента формирования неравновесных групп дислокаций, следствием которых является увеличение силы, действующей на режущий инструмент, и как следствие увеличение виброускорения резца.

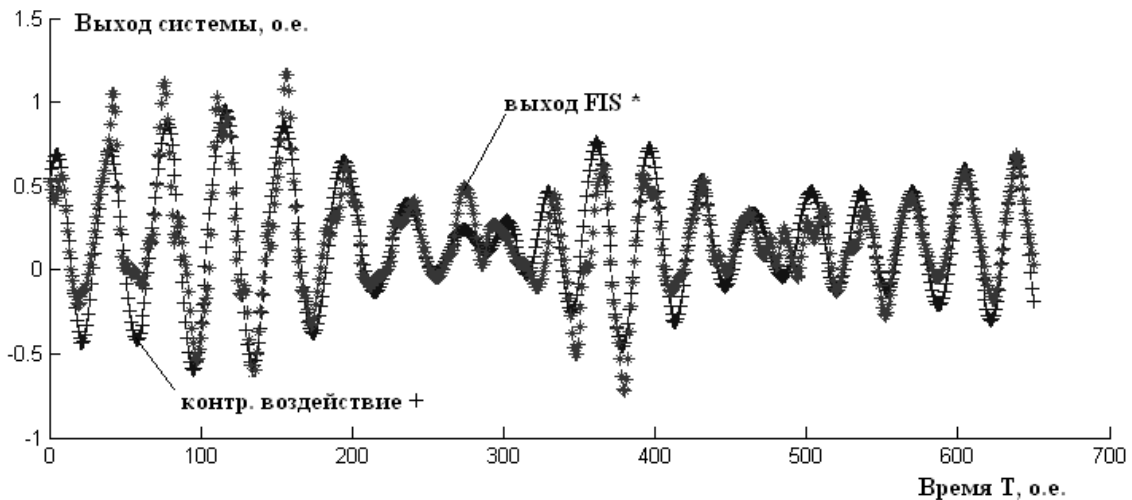


Рис. 5 – Прогнозирование динамики резания с помощью anfis-модели при корреляционной размерности аттрактора системы $D_c = 3,15$

Выводы

Предложенный метод прогнозирования динамики резания позволяет определить виброперемещение на несколько шагов вперед, что дает возможность системе управления электромеханическим точением иметь запас времени для идентификации накопления неравновесных групп дислокаций и подготовке системы к подаче импульсов тока.

Сравнение моделей, полученных путем обучения нейронной сети и методом субтрактивной кластеризации, показало, что второй метод менее сложный при практически такой же точности прогнозирования. Вместе с тем, значительное количество параметров модели при обучении нейронной сети дает более гибкую настройку для моделирования систем, демонстрирующих сложную нелинейную динамику (вплоть до динамического хаоса).

Выбор структуры anfis-модели предлагается осуществлять на основе фрактального анализа, т.е. для выбора размерности модели предлагается использовать корреляционную размерность аттрактора динамической системы.

Литература: 1. Сурду Н.В., Тарелин А.А., Романов В.В., Фистик А.Г. Пути повышения эффективности процессов резания труднообрабатываемых материалов. “Східно-Європейський журнал передових технологій”, 2007, 6/1 (30), с. 9-17. 2 Баторонов Л. И. Механизмы электропластичности // Соросовский образовательный журнал. — № 10, 1999. — С. 93–99. 3. Рутковская Д., Пилиньский М., Рутковский Л. Нейронные сети, генетические алгоритмы и нечеткие системы: Пер. с польск. И. Д. Рудинского. - М.: Горячая линия - Телеком, 2006. - 452 с: ил. 4. Шишкин А.В., Сердюк А.А. Моделирование вибрационных характеристик резания в плоскости бифуркационных параметров режимов резания. «Вестник Донбасской государственной машиностроительной академии», 2008, 2Е(10), с.187–194.

Рецензент: **Мироненко Є.В.**, д.т.н., проф., ДДМА

НЕЙРО-НЕЧЕТКАЯ СИСТЕМА ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ДИНАМИКИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

Шишкин А.В., Сердюк А.А., Гузенко В.С.

В статье рассмотрен метод прогнозирования динамики резания, основанный на адаптивной нейро-нечеткой системе логического вывода (*anfis*), в которой входные переменные сформированы из реконструированного аттрактора динамики системы, а выходом модели является прогнозируемое значение виброперемещения режущего инструмента. Выбор структуры *anfis*-модели предлагается осуществлять на основе фрактального анализа. Предложенный метод дает возможность системе управления электромеханическим точением иметь запас времени для идентификации накопления неравновесных групп дислокаций и подготовке системы к подаче импульсов тока.

НЕЙРО-НЕЧІТКА СИСТЕМА ПРОГНОЗУВАННЯ ДИНАМІКИ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ

Шишкін А.В., Сердюк О.О., Гузенко В.С.

У статті розглянуто метод прогнозування динаміки різання, заснований на адаптивній нейро-нечеткой системі логічного виводу (*anfis*), в якій вхідні змінні сформовані з реконструйованого аттрактора динаміки системи, а виходом моделі є прогнозоване значення вібропереміщення ріжучого інструменту. Вибір структури *anfis*-моделі пропонується здійснювати на основі фрактального аналізу. Запропонований метод дає можливість системі управління електромеханічним точінням мати запас часу для ідентифікації накопичення нерівноважних груп дислокацій і підготовці системи до подачі імпульсів струму.

NEURO-FUZZY INFERENCE SYSTEM OF CUTTING DYNAMIC PREDICTION

Shyshkin A.V., Serdyuk O.O., Guzenko V.S.

The cutting dynamic prediction method was proposed in this article. This method is based on the adaptive neuro-fuzzy inference system (*anfis*) where inputs are formed from the reconstructed attractor of system dynamics and the output is a predicted value of the cutting tool vibratory displacement. It is proposed to select *anfis* model structure on the basis of fractal analysis. The proposed method gives a possibility for the electro-mechanical control system to have time reserve for the identification of disbalance dislocation groups accumulation and to prepare system for current pulse generation.

Ключевые слова: Прогнозирование, нейро-нечеткая система, динамика, импульсный ток, аттрактор системы, резание.

Ключові слова: Прогнозування, нейро-нечіткая система, динаміка, імпульсний струм, аттрактор системи, різання.

Key words: Prediction, neuro-fuzzy inference system, dynamics, pulse current, attractor of the system, cutting.

УДК 621.91

Калиниченко В. В.
ДГМА, г. Краматорск, Україна

МОДЕЛЬ СОВМЕСТНОГО ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ И РЕЗАНИЯ НА ИНТЕНСИВНОСТЬ ИЗНАШИВАНИЯ УПРОЧНЕННОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Постановка проблемы

Наиболее перспективным направлением повышения работоспособности режущего инструмента является применение современных упрочняющих технологий, предусматривающих направленное изменение физико-механических свойств поверхностного слоя инструмента, испытывающего интенсивное термомеханическое воздействие при резании. Комплексное исследование процесса резания упрочненным инструментом предопределяет актуальность разработки моделей основных физических процессов при резании, в первую очередь процесса изнашивания инструмента.

Анализ исследований и публикаций по рассматриваемой проблеме

Применение методов упрочнения и нанесения износостойких покрытий наиболее перспективно для повышения стойкости инструмента, работающего в условиях чистовой и получистовой обработки, при которых доминирующим видом отказа инструмента является износ, а стойкость инструмента определяется интенсивностью изнашивания его рабочих поверхностей. Интенсивность изнашивания рабочих поверхностей упрочненного инструмента, в свою очередь, определяется как режимами резания, так и комплексом свойств поверхностного слоя инструментального материала (ИМ), формируемых при упрочняющем энергетическом воздействии (УЭВ) и зависящих от режимов УЭВ.

Различные подходы к построению моделей процесса изнашивания режущего инструмента (РИ), базирующиеся на учете совместного влияния режимов резания и свойств поверхностного слоя ИМ на интенсивность изнашивания РИ, представлены в исследованиях Ю. Г. Кабалдина и А. М. Шпилева [1], Ф. Я. Якубова и В. А. Кима [2, 3], М. Ш. Мигранова [4], Б. Я. Мокрицкого [5], С. И. Тахмана [6]. Представленные в этих работах подходы подтверждены результатами экспериментальных исследований, в том числе и при резании упрочненным инструментом. Вместе с тем, вопросы учета совместного влияния режимов резания и технологических режимов УЭВ на износостойкость упрочненного инструмента практически не освещены в научных публикациях.

Для описания процесса резания упрочненным инструментом необходимо в рамках одной модели рассмотреть весь жизненный цикл РИ от формирования комплекса свойств его рабочих поверхностей при УЭВ до потери ими работоспособности в результате изнашивания. В русле термодинамического подхода [2] упрочнение РИ можно представить как взаимодействие исходной структуры инструментального материала (ИМ) с УЭВ. При воздействии на исходную структуру ИМ комплекса активационных и диссипативных процессов формируется уровень устойчиво-упрочненного состояния поверхностного слоя ИМ. Изнашивание РИ рассматривается как термодинамический процесс, интенсивность которого зависит от внутренней энергии контактного объема ИМ. Значение внутренней энергии может быть повышено в результате предварительного УЭВ при упрочнении.

Обзор нерешенных частей проблемы

Для разработки модели процесса изнашивания при резании упрочненным инструментом важно установить систему взаимных связей между факторами, определяющими интенсивность изнашивания при конкретном его физическом механизме, с одной стороны, и интенсивность потоков энергии, поступающей в РИ при предварительном УЭВ и резании, с другой стороны.

Целью работы является разработка принципиальной схемы совместного влияния режимов упрочняющего энергетического воздействия и резания на интенсивность

изнашивания упрочненного инструмента при чистовой и получистовой обработке сталей. В статье рассматривается процесс резания инструментом, подвергнутым упрочнению, предусматривающим деформационное воздействие магнитного или иного рода.

Основная часть

Зависимости интенсивности изнашивания РИ от режимов резания определяются особенностями механизма изнашивания. Как указано в работах [7, 8], при значениях скорости V и температуры Θ резания, меньших, чем оптимальные значения V_o и Θ_o , изнашивание РИ обусловлено адгезионным взаимодействием ИМ и обрабатываемого материала (ОМ), при $V > V_o$ ($\Theta > \Theta_o$) – термоактивируемыми диффузионными процессами (температура Θ_o соответствует характерной температуре Θ_{xap} согласно терминологии [7]).

Величина линейной характеристики I_h изнашивания РИ определяется отношением прочности τ_{nn} на срез адгезионных связей при наличии пластических деформаций

на контакте и микротвердости H_μ поверхностного слоя ИМ по формуле: $I_h = A_1 \cdot \left(\frac{\tau_{nn}}{H_\mu} \right)^{B_1}$ [8],

в которой $A_1 > 0$ и $B_1 > 1$ – коэффициент и показатель степени, зависящие от марки ИМ и вида

обработки. Величина τ_{nn} во всем диапазоне значений V определяется как $\tau_{nn} = \tau_0 + \beta \cdot q_N'$,

где τ_0 – прочность на срез адгезионных связей при отсутствии нормальных напряжений на

контакте, β – коэффициент упрочнения адгезионных связей, q_N' – нормальные напряжения

на задней поверхности РИ. Величина слагаемого $\beta \cdot q_N'$ в формуле для определения τ_{nn}

зависит от природы взаимодействия ИМ и ОМ в различных диапазонах температур Θ

резания и может быть определена по формулам: $\beta \cdot q_N' = \beta_{xap} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}$ при $\Theta \leq \Theta_o$ и

$\beta \cdot q_N' = D \cdot e^{-C \cdot \Theta}$ при $\Theta > \Theta_o$, где β_{xap} – значение β при $\Theta = \Theta_{xap}$ [7]. Зависимости,

определяющие величины I_h и относительного поверхностного износа h_{onz} по задней

поверхности инструмента при резании в различных диапазонах значений V ,

систематизированы в таблице 1, в которой $A > 1$; $B > 0$; $A_r > 1$; $a_r > 0$; $D = A \cdot A_r$, $C = B \cdot a_r$ –

соответственно коэффициент и показатель степени, характеризующие интенсивность

термоактивируемых процессов при диффузионном изнашивании, снижающих τ_{nn} , и

зависящие от контактирующих ОМ и ИМ; A_{H_μ} , a_{H_μ} – коэффициент и показатель степени,

зависящие от фазового состава ИМ; H_{μ_u} – значение H_μ до УЭВ; K_{H_μ} – коэффициент

повышения H_μ после УЭВ.

Снижение величин I_h и h_{onz} при $A_1 > 0$ и $B_1 > 1$ возможно за счет снижения τ_{nn} и

повышения H_μ . Повышение H_μ может быть достигнуто за счет предварительного УЭВ

при упрочнении инструмента. Входные параметры процесса резания оказывают влияние

на I_h и h_{onz} через изменение температуры резания Θ . Возрастание Θ вызывает снижение

как τ_{nn} , так и H_μ в соответствии с зависимостями таблицы 1.

Для определения системы взаимных связей интенсивности изнашивания РИ с

величиной энергетических потоков при резании выделим влияние энергетических потоков,

вызывающих повышение H_μ на этапе упрочнения и снижение τ_{nn} и H_μ на этапе резания.

Энергетический баланс зоны резания в работе [2] описывается уравнениями:

$$W = P + Q; \quad (1)$$

$$P = U + A; \quad (2)$$

$$U_2 = U_1 + U, \quad (3)$$

где W – суммарная величина энергии, поступающей в инструмент от всех энергетических источников; Q – тепловая составляющая энергии; Π – нетепловая составляющая энергии; U – величина внутренней энергии, насыщающей контактные микрообъемы ИМ при резании; A – затраты энергии на работу диспергирования ИМ; U_1 – внутренняя энергия контактного объема ИМ до взаимодействия; U_2 – внутренняя энергия контактного объема ИМ к моменту диспергирования.

Связь интенсивности $\frac{dM}{dt}$ убыли массы РИ при изнашивании с энергетическими показателями процесса резания определяется полученными из общей логики уравнений (1–3)

формулами [2]: $\frac{dM}{dt} = \frac{\frac{d}{dt}(\dot{i} - U)}{\frac{\partial A}{\partial M}}$ (для общего случая) и $\frac{dM}{dt} = \frac{\frac{d\dot{i}}{dt}}{\frac{\partial U_2}{\partial M}}$ (для нормального

изнашивания), где M – суммарная масса частиц износа; $\frac{\partial A}{\partial M}$ – удельное значение работы

диспергирования ИМ, затраченной на износ единицы массы; $\frac{\partial U_2}{\partial M} = \frac{\partial U_1}{\partial M} + \frac{\partial U}{\partial M}$ – удельное содержание внутренней энергии контактного объема ИМ к моменту диспергирования.

Для снижения интенсивности изнашивания РИ на этапе нормального изнашивания, для которого и определяются показатели I_h и $h_{онз}$, необходимо снижение $\frac{d\Pi}{dt}$ и повышение

$\frac{\partial U_2}{\partial M}$. При этом положительная корреляция между $\frac{dM}{dt}$ и характеристиками интенсивности изнашивания РИ (I_h и $h_{онз}$) следует из физического смысла процесса изнашивания.

В соответствии с уравнением (1) $\frac{d\Pi}{dt} = \frac{d(W - Q)}{dt}$. Снижение $\frac{d\Pi}{dt}$ может достигаться за счет роста тепловой составляющей энергии Q , что при прочих равных условиях процесса резания вызывает повышение температуры резания Θ .

Для ИМ, подвергнутого УЭВ, $\frac{\partial U_2}{\partial M} = \frac{G \cdot b^2 \cdot \rho \cdot (1 - \nu \cdot \cos^2 \alpha)}{4 \cdot \pi \cdot (1 - \nu) \cdot q} \cdot \ln\left(\frac{1}{b \cdot \sqrt{\rho}}\right)$ [2], где G – модуль упругости; b – параметр кристаллической решетки; ρ – плотность линейных дислокаций; ν – коэффициент Пуассона; α – угол между вектором Бюргера и осью дислокации; q – плотность ИМ.

Из анализа зависимостей таблицы 1 следует, что снижение τ_{nn} происходит вследствие повышения Θ при постоянных β и τ_0 . Следовательно, снижение $\frac{d\Pi}{dt}$ является фактором, обеспечивающим снижение τ_{nn} .

Повышение H_μ в результате УЭВ происходит вследствие воздействия на дефектную структуру ИМ, сопровождающегося повышением плотности дислокаций в ИМ. При этом вследствие изменения $\frac{\partial U_2}{\partial M}$ формируется резерв повышенной микротвердости ИМ $\Delta H_{\mu_{упр}} = H_{\mu_{упр}} - H_{\mu}$, где $H_{\mu_{упр}}$ – значение H_μ после предварительного УЭВ.

Таблица 1

Зависимости, определяющие интенсивность изнашивания режущего инструмента при $V \leq V_o$ и $V > V_o$ [7–9]

Скорость резания	$V \leq V_o$	$V > V_o$
Температура резания	$\Theta \leq \Theta_{xap}$	$\Theta > \Theta_{xap}$
Коэффициент упрочнения адгезионных связей	$\beta = \beta_{xap} = const$	$\beta = A \cdot e^{-B \cdot \Theta}$
Прочность на срез адгезионных связей при наличии пластических деформаций на контакте	$\tau_{nn} = \tau_0 + \beta_{xap} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}$	$\tau_{nn} = \tau_0 + D \cdot e^{-C \cdot \Theta}$
Микротвердость поверхностного слоя ИМ	$H_{\mu} = H_{\mu_u} \cdot e^{-a_{H_{\mu}} \cdot \Theta}$	
Линейная характеристика изнашивания РИ	$I_h = A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + \beta_{xap} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}}{H_{\mu_u} \cdot e^{-a_{H_{\mu}} \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$	$I_h = A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + D \cdot e^{-C \cdot \Theta}}{H_{\mu_u} \cdot e^{-a_{H_{\mu}} \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$
Микротвердость поверхностного слоя ИМ после упрочняющего воздействия	$H_{\mu} = H_{\mu_u} \cdot K_{H_{\mu}} \cdot e^{-a_{H_{\mu}} \cdot \Theta}$	
Линейная характеристика изнашивания РИ после УЭВ	$I_h = A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + \beta_{xap} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}}{H_{\mu_u} \cdot K_{H_{\mu}} \cdot e^{-a_{H_{\mu}} \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$	$I_h = A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + D \cdot e^{-C \cdot \Theta}}{H_{\mu_u} \cdot K_{H_{\mu}} \cdot e^{-a_{H_{\mu}} \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$
Относительный поверхностный износ РИ по задней поверхности	$h_{онз} = \frac{10^8}{S} \cdot A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + \beta_{xap} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}}{H_{\mu_u} \cdot e^{-a_1 \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$	$h_{онз} = \frac{10^8}{S} \cdot A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + D \cdot e^{-C \cdot \Theta}}{H_{\mu_u} \cdot e^{-a_1 \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$
Относительный поверхностный износ РИ по задней поверхности после УЭВ	$h_{онз} = \frac{10^8}{S} \cdot A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + \beta_{xap} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}}{H_{\mu_u} \cdot K_{H_{\mu}} \cdot e^{-a_1 \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$	$h_{онз} = \frac{10^8}{S} \cdot A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + D \cdot e^{-C \cdot \Theta}}{H_{\mu_u} \cdot K_{H_{\mu}} \cdot e^{-a_1 \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$

Предварительное УЭВ повышает U_1 на величину ΔU_{ypr} , следовательно, уравнение (3) приобретает вид: $U_2 = U_1 + \Delta U_{ypr} + U$ (насыщение контактного объема ИМ внутренней энергией на величину U происходит при приработке инструмента до стадии нормального изнашивания). Повышение ΔU_{ypr} вследствие предварительного УЭВ высокой интенсивности при постоянных условиях резания может обусловить возрастание величины ΔU_{ypr} выше критического значения $U_{кр}$ и, как следствие, интенсификацию изнашивания переупрочненного ИМ вследствие активационных процессов развития пор и микротрещин, зародыши которых формируются еще на этапе предварительного УЭВ.

В процессе резания происходит уменьшение резерва $\Delta H_{\mu_{упр}}$ на величину ΔH_{μ_Q} , обусловленное ростом Θ за счет тепловой составляющей энергии Q . Особенно значительным является уменьшение $\Delta H_{\mu_{упр}}$ при обработке с высокими скоростями резания, что объясняется интенсивным тепловыделением при резании. Для сохранения резерва повышенной микротвердости ИМ необходимо, чтобы $\Delta H_{\mu_{упр}} - \Delta H_{\mu_Q} > 0$.

Результаты анализа энергетических процессов в зоне резания систематизированы в схеме влияния режимов УЭВ и резания на интенсивность изнашивания РИ (рисунок 1).

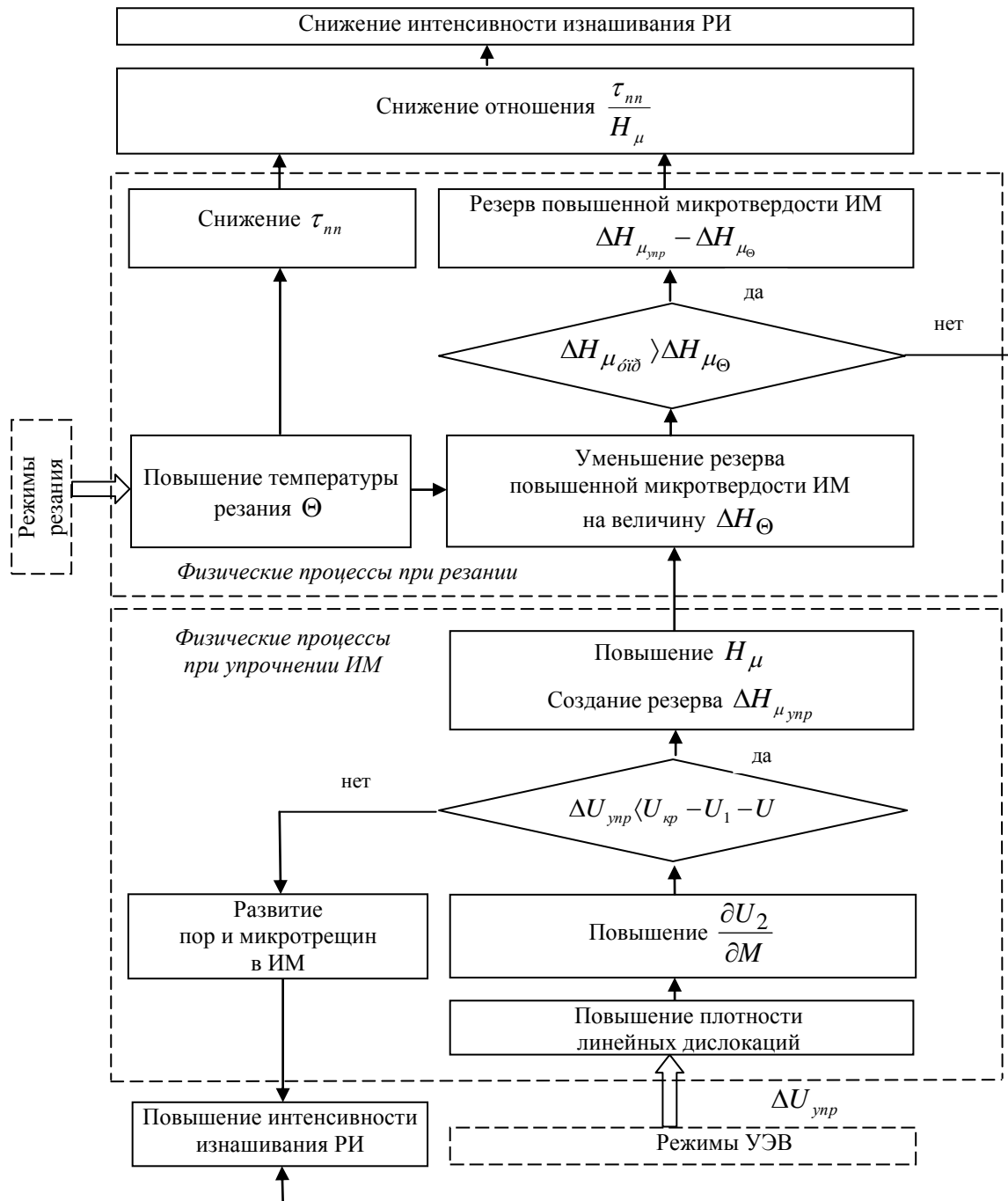


Рис. 1 – Принципиальная схема влияния режимов УЭВ и резания на интенсивность изнашивания упрочненного инструмента (по материалам [10])

В соответствии с представленной схемой в основе модели процесса изнашивания упрочненного инструмента должны лежать три принципа снижения интенсивности изнашивания инструмента:

Принцип 1. Режимы УЭВ должны обеспечивать повышение плотности дислокаций в ИМ без интенсивного развития зародышей пор и микротрещин, вызывающих снижение H_{μ} и повышение интенсивности изнашивания РИ (неравенство $\Delta U_{\delta\delta} \langle U_{\delta\delta} - U_1 - U \rangle$);

Принцип 2. Соотношение характеристик энергетических потоков $\Delta U_{\delta\delta}$ и Q должно обеспечивать сохранение резерва повышенной микротвердости поверхностного слоя ИМ при реальной температуре резания (неравенство $\Delta H_{\mu_{\text{уп}}} \rangle \Delta H_{\mu_0}$);

Принцип 3. В диапазоне скоростей резания $V \leq V_0$, соответствующем нормативным и оптимальным (с точки зрения минимума $h_{\text{онз}}$) режимам резания и адгезионному механизму изнашивания, Q и Θ должны оказывать более интенсивное снижающее влияние на τ_m , чем на H_{μ} (неравенство $a_r \rangle a_{H_{\mu}}$).

Выводы

В статье на основе анализа взаимных связей факторов, определяющих интенсивность изнашивания режущего инструмента и интенсивность потоков энергии, поступающей в инструмент при предварительном упрочнении и резании, разработана принципиальная схема совместного влияния режимов упрочнения и резания на интенсивность изнашивания упрочненного инструмента. Сформулированы основные принципы снижения интенсивности изнашивания упрочненного режущего инструмента при чистовой и получистовой обработке сталей. Эти принципы являются ключевыми для разработки модели процесса изнашивания режущего инструмента, подвергнутого предварительному упрочняющему энергетическому воздействию, которая, в свою очередь может служить базой для расчетно-теоретического определения рациональных технологических режимов упрочняющей обработки инструмента и режимов резания.

Литература: 1. Кабалдин, Ю. Г. Самоорганизующиеся процессы в технологических системах обработки резанием. Диагностика, управление / Ю. Г. Кабалдин, А. М. Шпилев. – Владивосток : Дальнаука, 1998. – 296 с. 2. Якубов, Ф. Я. Энергетические соотношения процесса механической обработки материалов / Ф. Я. Якубов – Ташкент : «Фан», 1985. – 104 с. 3. Якубов, Ф. Я. К термодинамике упрочнения и изнашивания режущего инструмента / Ф. Я. Якубов, В. А. Ким и др. // Резание и инструмент в технологических системах. – Межд. научно-техн. сборник. – Харьков : ХГПУ, 1995–1996, вып. 50. – С. 211–215. 4. Мигранов, М. Ш. Повышение износостойкости инструментов на основе прогнозирования процессов адаптации поверхностей трения при резании металлов. Автореферат дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01. – ГОУ ВПО «Российский университет дружбы народов». – Москва, 2007. – 34 с. 5. Мокрицкий, Б. Я. Повышение работоспособности металлорежущего инструмента путём управления свойствами инструментального материала: моногр. / Б. Я. Мокрицкий. – Владивосток : Дальнаука, 2010. – 232 с. 6. Тахман, С. И. Развитие теории изнашивания твердосплавных инструментов на основе термомеханики поведения их поверхностей при резании пластичных материалов. Автореферат дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01. – ГОУ ВПО «Российский университет дружбы народов». – Москва, 2009. – 36 с. 7. Шустер, Л. Ш. Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом / Л. Ш. Шустер. – М. : Машиностроение, 1988. – 96 с. – ISBN 5-217-00055-4. 8. Зиновьев, Н. И. Влияние ОИМП на микротвердость поверхностного слоя и износ режущего инструмента из БВТС / Н. И. Зиновьев, В. В. Калиниченко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем : Збірник наукових праць. Вип. 10. – Краматорськ : ДДМА, 2000. – Вип. 10. – С. 117–122. 9. Калиниченко, В. В. Снижение интенсивности изнашивания резцов с режущими пластинами из безвольфрамовых твердых сплавов с помощью обработки импульсным магнитным полем / В. В. Калиниченко // Вісник двигунобудування : научно-технический журнал. – Запорожье, ОАО «Мотор Сич». – № 1(8), 2005. – С. 128–132. 10. Мироненко, Е. В. Обоснование

направлений зниження інтенсивності изнашивания твердосплавного інструмента при чистовом точении сталей на основе термодинамического подхода / *Е. В. Мироненко, В. В. Калиниченко* // Сучасні технології у машинобудуванні: До ювілею Ф. Я. Якубова : зб. наук. статей / Укладач А. І. Грабченко; за заг. ред. А. І. Грабченко. – Харків : НТУ «ХПІ», 2007. – С. 134–145.

Рецензент: **Мироненко Є.В.**, д.т.н., проф., ДДМА

МОДЕЛЬ СПІЛЬНОГО ВПЛИВУ РЕЖИМІВ ЗМІЦНЮЮЧОЇ ОБРОБКИ ТА РІЗАННЯ НА ІНТЕНСИВНІСТЬ ЗНОШУВАННЯ ЗМІЦНЕНОГО РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ

Калиниченко В. В.

У даній статті на основі аналізу фізичних та енергетичних процесів у зоні різання розроблено принципову схему спільного впливу режимів зміцнюючої обробки інструменту та режимів різання на інтенсивність зношування зміцненого різального інструменту при чистовій та напівчистовій механічній обробці сталевих деталей. Сформульовані основні принципи зниження інтенсивності зношування зміцненого різального інструменту на основі врахування спільного впливу режимів попередньої зміцнюючої обробки інструменту та режимів різання.

МОДЕЛЬ СОВМЕСТНОГО ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ И РЕЗАНИЯ НА ИНТЕНСИВНОСТЬ ИЗНАШИВАНИЯ УПРОЧНЕННОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Калиниченко В. В.

В данной статье на основе анализа физических и энергетических процессов в зоне резания разработана принципиальная схема совместного влияния режимов упрочняющей обработки инструмента и режимов резания на интенсивность изнашивания упрочненного режущего инструмента при чистовой и получистовой механической обработке стальных деталей. Сформулированы основные принципы снижения интенсивности изнашивания упрочненного режущего инструмента на основе учета совместного влияния режимов предварительной упрочняющей обработки инструмента и режимов резания.

MODEL OF JOINT INFLUENCE OF MODES OF STRENGTHENING PROCESSING AND CUTTING ON INTENSITY OF WEAR OF THE STRENGTHENED CUTTING TOOL

Kalinichenko V. V.

In this article the principle chart of joint influence of the modes of strengthening processing of tool and cutting modes on intensity of wear of the strengthened cutting tool at the clean and semiclean tooling of steel details on the basis of analysis of physical and power processes in the area of cutting, are resulted. Basic principles of decline of intensity of wear of the strengthened cutting tool on the basis of account of joint influence of the modes of rough-down strengthening processing of tool and cutting modes are formulated.

Ключові слова: Різальний інструмент, зношування, інтенсивність зношування, енергія, зміцнююча обробка, режими зміцнюючої обробки, режими різання

Ключевые слова: Режущий инструмент, изнашивание, интенсивность изнашивания, энергия, упрочняющая обработка, режимы упрочняющей обработки, режимы резания

Key words: Cutting tool, wear, intensity of wear, energy, strengthening processing, modes of strengthening processing, cutting modes.

АНАЛИЗ ФАКТОРОВ, ОПРЕДЕЛЯЮЩИХ СТАБИЛЬНОСТЬ И УСТОЙЧИВОСТЬ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ МОЩНЫМ ЭНЕРГОПОТРЕБИТЕЛЕМ

Введение

Начиная с 1973 г. интенсивно начали публиковаться работы по методам синтеза, обеспечивающим, помимо малости среднеквадратичного критерия качества, выполнение важных дополнительных практических требований к системе управления. Среди этих требований важнейшим является обеспечение стабильности, т. е. сохранения устойчивости замкнутой системы при неизбежных на практике малых отклонениях параметров объекта управления или регулятора от расчетных значений. Еще в классической монографии [1] подчеркивалось, что ни один из учитываемых нами факторов не может «оставаться абсолютно неизменным», «что параметры в реальной физической системе нельзя считать абсолютно постоянными, а лишь приблизительно постоянными», и что «поэтому мы можем сразу отказаться от рассмотрения таких качественных сторон движения, которые исчезают при небольших изменениях вида дифференциальных уравнений, описывающих систему». Было показано [2, 3, 4], что известные методы синтеза оптимальных систем управления могут в ряде случаев приводить к системам, теряющим устойчивость при сколь угодно малых вариациях параметров; такие системы естественно, неработоспособны. Поэтому практическая необходимость исследований в этом направлении очевидна. Поскольку наиболее опасными в отношении потери устойчивости при малых вариациях параметров являются системы управления, в которых доступны измерению далеко не все координаты, то особое внимание среди мощных энергопотребителей уделим именно таким системам. К ним, в первую очередь, можно отнести дуговые сталеплавильные печи (ДСП).

Целью настоящей работы является анализ факторов, влияющих на стабильность и устойчивость работы системы управления мощным энергопотребителем с тем, чтобы учитывать их в дальнейшем при синтезе регулятора такой системы.

Регулирование режима работы современных дуговых печей обычно осуществляют по силе тока, напряжению или их соотношению [5]. В трехфазной дуговой печи система регулирования представляет собой совокупность трех автоматических регуляторов и одного регулируемого объекта – печи, в которую энергия вводится тремя электрическими дугами. В процессе плавки в ДСП вводят различную мощность. Изменения мощности достигают изменением питающего (вторичного) напряжения или тока дуги. Для изменения напряжения переключают первичную обмотку трансформатора. В остальное время плавки подводимую мощность регулируют изменением силы тока дуги. Получение различной силы тока при данном напряжении возможно путем изменения сопротивления дуги или длины дуги между электродом и металлом, т. е. путем подъема или опускания электрода.

Применяемые для автоматического регулирования подводимой мощности регуляторы содержат приборы, реагирующие на изменение электрического режима в печи и включающие исполнительное устройство на спуск или подъем. В основной контур связей любой системы регулирования входят одна из фаз печи, являющаяся регулируемым объектом, элемент измерения и сравнения, усилительный элемент, исполнительное устройство и задатчик, позволяющий установить требуемое значение регулируемой величины. Элемент измерения и сравнения содержит чувствительные устройства для измерения тока, напряжения или одновременно обеих величин. В результате сравнения измеренных величин с заданными, поступает сигнал, пропорциональный разности сравниваемых величин, на усилительный элемент регулятора. Усилительный элемент (контактор, электромагнитный, электронный, с магнитными усилителями, на тиристорах, гидравлический и др.) преобразует маломощный сигнал, поступающий от элемента

сравнения, в достаточный по мощности ток на выходе, способный обеспечить надежное управление исполнительным устройством.

Несмотря на высокую степень совершенства таких систем, управление ими осуществляется (особенно в динамике) не по всем переменным процесса. Так, например, в одной из самых современных ДСП-50А, запущенной в эксплуатацию в 2008 году, управление электрическим режимом осуществляется в динамике по фазным токам. Реально же существующее неравенство собственных и взаимных индуктивностей фаз электрической цепи ДСП приводит к существенной несимметрии электрических режимов и, как следствие, к снижению производительности и ухудшению технико – экономических показателей ее работы. Так, например, для ДСП – 100 ИНЗА даже при равных токах в фазах отклонения по мощности и по напряжению на дугах достигают 18 – 20% [6]. Возникающие неопределенности усугубляются и тем обстоятельством, что в таких системах управления не учитываются энергоперетоки, а применяемая для оптимального управления «параметрическая оптимизация» только усиливает неопределенность из-за увеличения мощности множества параметров оптимальных управлений.

Решить эту проблему можно, заменив «параметрическую оптимизацию» на оптимизацию через минимизируемый функционал и увеличив число управляемых переменных, а именно, перейдя к управлению по мгновенным значениям как тока, так и напряжения. Несмотря на усложнение системы управления, реализация этого подхода имеет ряд важных достоинств.

Во-первых, устраняется одна из причин, которые могут приводить к нестабильности исследуемой системы, а именно, происходит замена применяемых методов линейной теории на более адекватные для системы нелинейные. При этом открывается возможность использования хорошо зарекомендовавших себя методов проверки устойчивости для нелинейных систем, например, метода абсолютной устойчивости В. М. Попова. В данном случае нелинейная модель для исследования системы имеет непрерывный характер изменения ветвей характеристик везде кроме точки разрыва. Пересечение этой точки сопровождается резкой сменой амплитудной характеристики и сменой знака фазовой характеристики, что может привести к дестабилизации процесса даже при очень малых отклонениях параметров модели. Если же учесть, что оптимальная траектория рабочего режима системы проходит именно через точку разрыва [3,7], то при оптимальном протекании процесса ее приходится пересекать постоянно. Выход из этой ситуации заключается в том, чтобы ввести ограничения, не допускающие пересечений этой точки, и жертвовать при этом частью критерия качества либо вести процесс непосредственно по экстремали, допуская симметричные колебания вокруг собственной частоты ω_0 модели, т. е. обеспечивая течение процесса в режиме асимптотической устойчивости. Кроме симметрии колебаний при этом необходима еще и двойная частота их изменения относительно входных сигналов, чтобы после усреднения и сглаживания результирующий сигнал имел нулевое отклонение, т. е. изображающая точка, характеризующая процесс, двигалась по экстремали и это соответствовало бы режиму классической гармонической линеаризации.

Во-вторых, при применении метода усреднения и сглаживания сигналов за счет усреднения правых частей по явно входящему времени производится сведение системы к автономной, в результате чего достигается ее упрощение. Для получения высших приближений используется замена координат, позволяющая в асимптотике учесть влияние членов с высшими степенями малого параметра. Именно эта замена координат, позволяющая упростить исходную систему (но не ее решение), является весьма выгодной при анализе автоматических систем [8].

Достоинством метода усреднения является также тот факт, что это – асимптотический метод. Дело в том, что формальные условия сходимости рядов по малому параметру настолько жесткие, что часто не выполняются на практике. Условия же сходимости асимптотических рядов значительно шире.

В-третьих, для полной потери устойчивости при возрастающих колебаниях необходимо время для нарастания колебаний (хотя бы 1,5 – 3 периода), а следящий режим работы системы и ее анализатора (модели) не позволяют это сделать, т. е. в такой системе с переменными параметрами этого добиться значительно сложнее чем в линейной системе. Обусловлено это тем обстоятельством, что процессы происходят в фазочастотной области, существование которой ограничивается заданием ее параметров не только в фазочастотной, но и во временной области. В математике такое состояние известно как «явление Гиббса» [9], когда допускаются переходы границы жестко заданной во временной области. По-видимому эти переходы делают возможными и двухсторонние вариации параметров, но в фазочастотной области. Режим работы такой системы близок к режиму работы импульсной (дискретной) системы, у которой частота квантования именно в два раза превышает верхнюю частоту входных сигналов. Строгое выполнение теоремы дискретизации В. А. Котельникова гарантирует в дальнейшем хорошее восстановление непрерывной формы сигналов без потери информации, т. е. не ведет к появлению новых дестабилизирующих факторов.

В-четвертых, полный перевод мгновенных значений тока и напряжения объекта управления в фазочастотную область также снижает уровень неопределенности, так как при этом вводится одинаковая размерность для переменных системы в отличие, например, от классического преобразования Фурье, при котором используется для переменных две единицы измерения координат – одна, например в вольтах, а вторая в единицах частоты.

В-пятых, способствует повышению устойчивости и то, что по мере приближения изображающей точки к экстремали влияние помех значительно ослабляется и условия для нормальной работы системы становятся более благоприятными.

Вместе с тем нельзя не выделить и факторы, которые делают целесообразной проверку разрабатываемой системы на параметрическую устойчивость [10]. К таким факторам прежде всего следует отнести то, что при функционировании системы используются вариационные принципы (принцип взаимности, принцип наименьшего действия и др.), допускающие изменения не только переменных, но и параметров. Необходимость такой проверки подкрепляется и значительными изменениями индуктивности в управляемом колебательном контуре [7]. По-видимому желательна также проверка и из-за наличия уже упоминавшегося разрыва в рабочем диапазоне характеристик системы, когда модель может привести к уравнениям Лагранжа второго рода, что приводит, в свою очередь, к уравнениям второго порядка при очень больших значениях добротности колебательного контура. Подчеркнем, что все эти преобразования происходят в условиях, когда «скрытые» движения себя не проявляют до поры до времени, а затем могут проявляться в уравнениях и также исчезать [11].

Такое обилие противоречивых факторов приводит к тому, что аналитическая проверка «параметрической устойчивости» может оказаться излишне сложной и даже невозможной. Поэтому наиболее доступным вариантом ее осуществления могут оказаться экспериментальные исследования на промышленном объекте в реальных условиях его эксплуатации.

Такая проверка была проведена на ДСП – 12 ЗАО НКМЗ при следующем допущении. Ключевая функция анализатора [7], осуществляющего роль оптимизатора в системе управления объектом, была возложена на оператора. Для эффективной работы последнего потребовалось адаптировать частотные характеристики объекта управления к частотным характеристикам оператора. С этой целью была проведена своеобразная фильтрация информации, поступающей от объекта. Достигнуто это было в результате перехода к управлению объектом по мощности, а не по отдельным ее составляющим. Такой переход привел к растягиванию частотного диапазона составляющих сигнала как в сторону более высоких, так и в сторону более низких частот. Это привело к снижению уровня неопределенности при принятии решений по коррекции режима плавки оператором, так как при этом низкочастотные составляющие, по которым принимаются решения, очищаются в

значительной мере от влияния высокочастотных составляющих. Это позволило вести плавку при более равномерном распределении мощностей по фазам даже при недостаточно качественной подготовке шихты. В результате был получен значительный экономический эффект за счет снижения количества поломок электродов и сокращения времени плавки.

Выводы

В результате анализа установлено, что ДСП может быть отнесена к классу объектов, для которых очень сложно обеспечить одновременно и оптимальность и устойчивость движения. Выявлены факторы, оказывающие главное влияние на «параметрическую устойчивость» системы управления объектом.

Для оптимального управления объектом в контур управления системы введен оптимизатор, функции которого возложены на оператора. Чтобы обеспечить успешную работу оптимизатора проведена своеобразная фильтрация информации, поступающей от объекта, что привело к снижению уровня неопределенности при принятии решений по коррекции режима плавки.

Внедрение разработанной системы управления позволило снизить требования к качеству подготовки шихты, сократить время плавки и уменьшить количество поломок электродов, что в итоге дало значительный экономический эффект.

Литература: 1. Андронов А. А. Теория колебаний / А. А. Андронов, А. Л. Витт, С. Э. Хайкин. – М.: Наука, 1981. – 568 с. 2. Садовский В. Н. Основания общей теории систем / В. Н. Садовский. – М.: Наука, 1974. – 280с. 3. Петров Ю. П. Неожиданное в математике и его связь с авариями и катастрофами последних лет / Ю. П. Петров, Л. Ю. Петров. 2 – е изд. – СПбГУ, 2000. – 120 с. 4. Цыганаш В. Е. Оценка эффективности управления металлорежущим станком / В. Е. Цыганаш // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. пр.: Краматорськ, 2004. – Вип. 15. С. 143 – 149. 5. Каблуковский А. Ф. Производство стали и ферросплавов / А. Ф. Каблуковский. – М.: ИКЦ, Академкнига, 2003. – 511 с. 6. Игнатов И. И. Математическое моделирование электрических режимов дуговых сталеплавильных печей / И. И. Игнатов, А. В. Хаинсон // Электричество. – 1985. – №8 – С. 69 – 72. 7. Цыганаш В. Е. Частотный метод оптимального управления мощными энергопотребителями / В. Е. Цыганаш // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2009. – № 2. – С. 120 – 123. 8. Цыганаш В. Е. Системный анализ энергетических преобразований в технологической системе / В. Е. Цыганаш // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук пр.: Краматорськ, ДДМА, 2000. – С. 49 – 53. 9. Корн Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Наука, 1973. – 832 с. 10. Петров Ю. П. Вариационные методы теории оптимального управления / Ю. П. Петров. 2 – е изд. – Л., Энергия, 1977. – 280с. 11. Тарарыкин С. В. Робастное модальное управление динамическими системами / С. В. Тарарыкин, В. В. Тютиков // Автоматика и телемеханика. – 2002. – № 5. – С. 41 – 55.

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

АНАЛИЗ ФАКТОРОВ, ОПРЕДЕЛЯЮЩИХ СТАБИЛЬНОСТЬ И УСТОЙЧИВОСТЬ
СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ МОЩНЫМ ЭНЕРГОПОТРЕБИТЕЛЕМ

Цыганаш В.Е.

Проанализированы факторы, влияющие на стабильность и устойчивость работы системы управления мощным энергопотребителем, в качестве которого выбрана дуговая сталеплавильная печь. Осуществлен переход от «параметрической оптимизации» к оптимизации через функционал. Получаемая в результате такого перехода информация обрабатывается оптимизатором, функции которого возложены на оператора. Реализация предложенного технического решения позволила получить значительный экономический эффект за счет снижения количества поломок электродов и сокращения времени плавки.

АНАЛІЗ ФАКТОРІВ, ЯКІ ВИЗНАЧАЮТЬ СТАБІЛЬНІСТЬ І СТІЙКІСТЬ СИСТЕМИ
УПРАВЛІННЯ ПОТУЖНИМ ЕНЕРГОСПОЖИВАЧЕМ

Циганаш В. Е.

Розглянуто фактори, які значною мірою впливають на стабільність і стійкість роботи системи управління потужним енергоспоживачем, в якості якого вибрана дугова сталеплавильна піч. Виконано перехід від параметричної оптимізації до оптимізації через функціонал. В результаті такого переходу інформація обробляється оптимізатором, в якості якого обрано оператора. Така реалізація дозволила отримати значний економічний ефект за рахунок зменшення кількості поломок електродів і скорочення часу плавки.

THE ANALYSIS OF THE FACTORS DEFINING STABILITY AND CONSTANCY OF
CONTROL SYSTEM BY THE POWERFUL ENERGY CONSUMER

Tsiganash V.E.

The factors influencing on constancy and stability of control system work by the powerful consumer of energy in which quality the arc steel-smelting furnace is chosen are analyzed. Conversion from «parametrical optimization» to optimization through function is carried out. The information received as a result of such t conversion is processed by optimizer which functions are assigned to the operator. Realization of the offered technical decision has allowed to receive considerable economic benefit at the expense of decrease in quantity of breakages of electrodes and reduction of fusion time.

Ключевые слова: Стабильность, сталеплавильная печь, оптимизация, оператор, электрод.

Ключові слова: Стабільність, сталеплавильна піч, оптимізація, оператор, електрод.

Key words: Stability, steel-smelting stove, optimization, operator, electrode.

Лукавенко В. П., Ковальчук Д.П.,
НТУУ "КПІ", Київ, Україна
mmi-tm@ukr.net

ЗАСТОСУВАННЯ КОМП'ЮТЕРНИХ ТЕХНОЛОГІЙ В ЛАБОРАТОРНОМУ ПРАКТИКУМІ З ТММ

Важливою проблемою навчання у вищих технічних навчальних закладах є практична складова навчального процесу, а саме, набуття студентами вмінь і навичок експериментальних досліджень механізмів і машин з використанням сучасних комп'ютерних технологій. Це питання є особливо важливим на початкових, загально-інженерних курсах, які закладають розуміння інженерної механіки і першим з таких курсів є курс теорії механізмів і машин (ТММ).

Лабораторний практикум в курсі ТММ [1] системно передбачає попереднє дослідження механізму аналітичними методами і вже далі - безпосередньо реалізації експериментальної складової. Сучасний рівень розвитку інформаційних комп'ютерних технологій дозволяє широке і ефективне використання програмних середовищ, лабораторій віртуальних приладів для підвищення ефективності дослідження механізмів, мотиваційної складової навчального процесу загалом, а отже більш ґрунтовного і якісного засвоєння матеріалу дисципліни. Так у курсі ТММ передбачено виконання типових лабораторних робіт з дослідження зведеного моменту інерції важільних механізмів, зрівноваження обертових мас, кінематичних характеристик шарнірно-важільних механізмів та ін. Маючи за мету використання сучасних комп'ютерних технологій в лабораторному практикумі на кафедрі прикладної механіки виконана модернізація ряду лабораторних установок з виведенням сигналів датчиків механічних величин через пристрої збирання інформації на персональний комп'ютер.

Розглянемо методику виконання лабораторної роботи на прикладі дослідження кінематичних характеристик синусного механізму. Установка ТММ-2 (рис.1), на якій виконується лабораторна робота, містить у собі асинхронний електродвигун АД, з'єднаний із кривошипом 1 синусного механізму за допомогою клинопасової передачі КПП. Кривошип за допомогою кулісного каменя 2 взаємодіє з повзуном (кулісою) 3, рухомо встановленою на рамі установки за допомогою поступальних кінематичних пар С 5-го класу. Визначення кінематичних характеристик на установці (рис.1) здійснюється за допомогою датчиків кутової координати кривошипу (ДК) і ротора приводного електродвигуна (ДД), положення повзуна (ДП), його лінійної швидкості (ДШ) та лінійного прискорення (ДПр). Оскільки "ера" світлопроменевих осцилографів пройшла, природно виникає запитання, що ж використати замість багатоканальних приладів виміру й реєстрації сигналів датчиків кінематичних характеристик механічної системи?

Як варіант можна розглядати використання апаратних вимірювальних систем, або ж програмних засобів запису й аналізу сигналів. Наш вибір визначився на користь другого варіанту, як більш доступного, що не поступається першому за можливостям та необхідній точності.

Потужними середовищами для цього можуть бути використані лабораторії віртуальних приладів "LabVIEW", "LabWindows" та ін. Виконаний порівняльний аналіз показав наявність цілком прийнятної за можливостями та доступного за вартістю програмного забезпечення "PowerGraph" (розробка МДУ ім. М.В.Ломоносова), за допомогою якого можливо здійснювати запис, обробку й зберігання аналогових сигналів, отриманих засобами аналого-цифрових перетворювачів (АЦП).

Саме такий підхід і був реалізований в лабораторній роботі по дослідженню кінематичних характеристик синусного механізму. Блок-схема електричних з'єднань вимірювальної системи наведена на рис. 2. Підсилення сигналів тензодатчиків здійснюється тензопідсилувачем ТММ-48, а перетворення аналогових сигналів - за допомогою аналого-цифрового перетворювача (АЦП) Е14-140 с інтерфейсом USB виробництва російської фірми LCard.

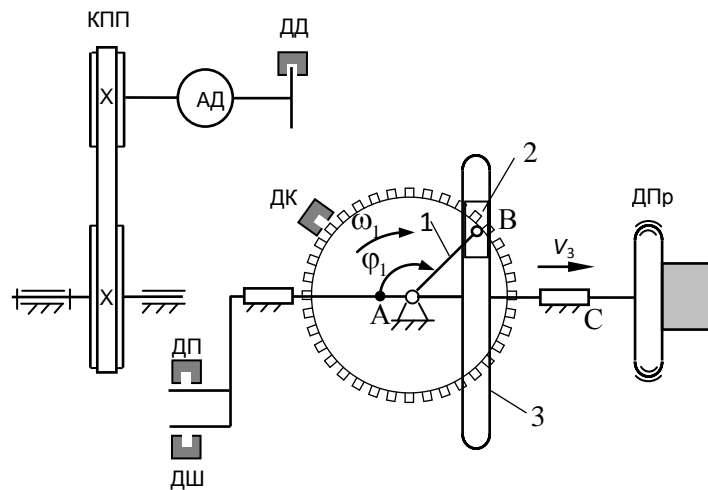


Рис.1 – Установка і обладнання для дослідження кінематики синусного механізму

Вибір АЦП визначався поєднанням прийнятних характеристик приладу і його вартості. Розглядався варіант використання АЦП американської компанії National Instruments USB 6008, який використовується в лабораторії кафедри прикладної механіки на інших лабораторних установках. Вимірювання і реєстрація сигналів датчиків переміщення, швидкості і прискорення було цілком задовільними. Але частоти дискретизації (10 кГц) виявилось недостатньо для запису і відтворення без спотворень сигналів датчика кутової координати кривошипу.

Модель АЦП Е14-140 має 32 однопровідникових або 16 диференціальних аналогових входів з діапазонами ± 10 В; $\pm 2,5$ В; $\pm 0,625$ В та $\pm 0,15625$ В. Розрядність АЦП 14 біт, швидкодія 120 кГц. Синхронізація АЦП можлива по зовнішньому синхросигналу, від убудованого таймера чи за рівнем вхідного сигналу. Передбачений також режим багатомодульної синхронізації.

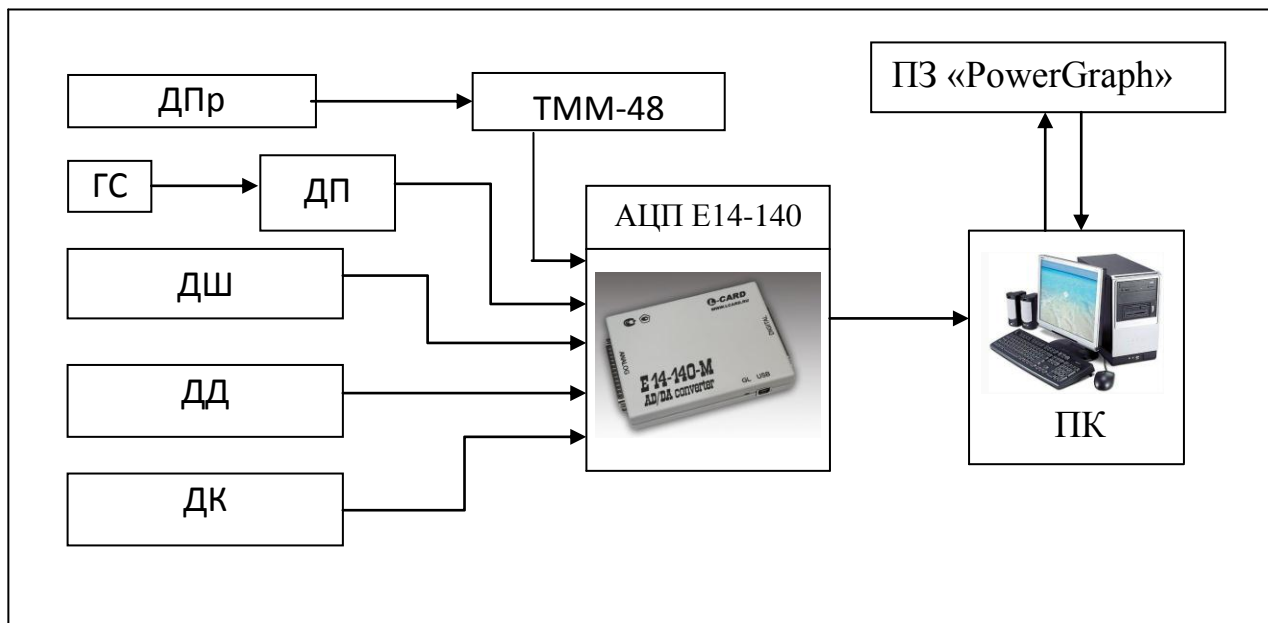


Рис.2 – Блок-схема електричних з'єднань вимірювальної системи

З метою визначення моменту часу, що відповідає початку циклу, один з зубів диску фотоелектричного датчика кутової координати кривошипу був виготовлений з більшою

товщиною. Такий зуб на початку кожного циклу забезпечував формування на осцилограмі імпульсу, що відрізняється від інших.

Датчик переміщення ДП - індуктивного типу, являє собою трансформатор з рухомим осердям, виготовленим у вигляді двохобмоткової котушки. Первинна обмотка живиться від генератора сигналів напругою 6 В частотою 1 кГц. Напруга на вторинній обмотці залежить від положення осердя, жорстко з'єднаного з вихідною ланкою (повзуном) механізму відносно стояка.

Сигнал із вторинної обмотки через двонапівперіодний діодний міст і фільтр, подається на аналого-цифровий перетворювач Е14-140.

Датчик лінійної швидкості ДШ, індукційного типу являє собою постійний магніт, жорстко закріплений на повзуні, завдяки чому рухається відносно нерухомої обмотки, намотаної на замкненому магнітопроводі. Магнітне поле постійного магніту, що рухається, наводить в обмотці електрорушійну силу прямо пропорційну швидкості повзуна. Виводи обмотки приєднані до диференціального входу АЦП Е14-140.

Датчик лінійного прискорення ДПр (рис. 1, б) складається з пластини із закріпленою масою й наклеєними тензодатчиками. Якщо повзун разом з датчиком ДПр рухається із прискоренням, то під дією сили інерції закріпленої маси вимірювальна пластина буде деформуватися. Деформація пропорційна силі інерції й, отже, вимірюваному прискоренню. Чутливими елементами є тензодатчики, які із двох сторін наклеєні на вигнуті частини вимірювальної пластини ДПр. Разом із двома іншими опорами в схемі підсилювача вони утворюють вимірювальний міст.

Крім розглянутих, на установці використано індуктивний датчик кутової координати ротора електродвигуна ДД.

Оцифровані сигнали з АЦП Е14-140 подаються на USB-порт персонального комп'ютера. Візуалізація сигналів здійснюється засобами програмного середовища PowerGraph.

За початок відліку прийняте його крайнє ліве положення вихідної ланки. При цьому переміщення повзуна визначається залежністю [2]:

$$s_3 = l_1(1 - \cos \varphi_1) \quad (1)$$

Диференціюємо вираз (1) за кутовою координатою початкової ланки (кривошип), маємо залежність для аналогу швидкості вихідної ланки (куліси):

$$\frac{ds_3}{d\varphi_1} = l_1 \sin \varphi_1. \quad (2)$$

Для отримання аналогу кутового прискорення вихідної ланки вираз 2 також диференціюємо за кутовою координатою початкової ланки

$$\frac{d^2s_3}{d\varphi_1^2} = l_1 \cos \varphi_1, \quad (3)$$

де l_1 -довжина кривошипу;

φ_1 - кутова координата кривошипу.

Перехід до швидкості та прискорення вихідної ланки виконуємо за залежностями:

$$v_3 = \omega_1 \frac{ds_3}{d\varphi_1}; \quad a_3 = \omega_1^2 \frac{d^2s_3}{d\varphi_1^2} + \varepsilon_1 \frac{ds_3}{d\varphi_1}, \quad (4)$$

Тоді, приймаючи $\omega_1 = const$; $\varepsilon_1 = 0$, маємо:

$$v_3 = l_1 \omega_1 \sin \varphi_1; \quad a_3 = l_1 \omega_1^2 \cos \varphi_1. \quad (5)$$

Лабораторна робота виконується у наступній послідовності.

На персональному комп'ютері в середовищі "PowerGraph" і активізуються 5 каналів зчитування інформації з датчиків переміщення, швидкості, прискорення, кутових координат початкової ланки та приводного електродвигуна.

Виходи датчиків експериментальної установки за допомогою штатної клемної колодки під'єднують до АЦП Е14-140. Вихід АЦП з'єднують кабелем з USB-портом

персонального комп'ютера. Подають живлення на генератор сигналів, фотоелектричний датчик кутової координати кривошипу.

Перед спробним запуском двигуна установки вмикають режим запису осцилограм середовища "PowerGraph". Спробний запуск двигуна і отримані осцилограми використовують для вибору необхідних коефіцієнтів підсилення кожного під'єданого каналу з метою раціонального використання простору робочого вікна середовища (віртуального екрану осцилографа). Необхідно зауважити, що масштабні коефіцієнти в середовищі "PowerGraph" (коефіцієнти підсилення каналів) можна відкоригувати і після запису осцилограм, що є принципово неможливим у разі використання світлопроменевих осцилографів.

Експериментальні значення переміщень, швидкостей і прискорень повзуна можуть бути

визначені для будь-якого положення кривошипу.

На рис.3 показані отримані сигнали датчиків вихідної ланки за усталеного режиму роботи: переміщення -1, швидкості -2, прискорення -3, кутової координати початкової ланки - 4, кутової координати ротора приводного електродвигуна - 5.

Отримання числових значень кінематичних параметрів для обраного положення кривошипу здійснюють переміщенням вказівника «миші» вздовж осі абсцис (кутової координати ϕ_1). Синхронно з цим, в лівій частині, у віконцях, розташованих навпроти відповідних діаграм виводяться значення параметрів. Налаштування середовища передбачає визначення у автоматичному режимі вимірюваних величин. Отже маємо можливість забезпечити зручний інтерфейс для користувача.

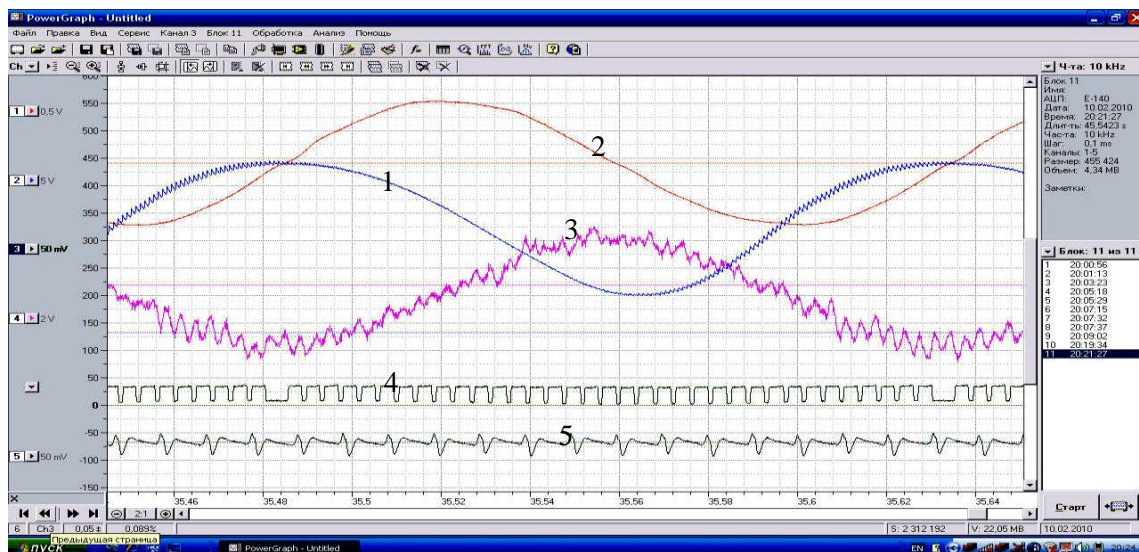


Рис.3 – Робоче вікно програмного середовища PowerGraph

із записом сигналів датчиків кінематичних характеристик синусного механізму

бробка отриманої осцилограми передбачає визначення масштабних коефіцієнтів [3]. Масштабний коефіцієнт часу (осі абсцис) за звичною схемою визначають так: якщо час одного циклу – дорівнює $t_{ц}$, а відрізок, що відповідає часу на осцилограмі - $l_{ц}$, то масштабний коефіцієнт часу, с/мм :

$$k_t = \frac{t_{ц}}{l_{ц}}$$

Масштабний коефіцієнт переміщення вихідної ланки, м/мм визначається за залежністю:

$$k_x = \frac{X_m}{l_x}$$

де X_m – дійсне переміщення вихідної ланки, м;

l_x – максимальна ордината графіка переміщень, мм.

Масштабний коефіцієнт швидкості вихідної ланки визначається за залежністю:

$$k_v = \frac{X_m}{F_v k_t},$$

де F_v – площа графіку швидкості в діапазоні переміщення вихідної ланки від 0 до $\frac{S}{2}$.

Аналогічно визначається коефіцієнт графіку прискорення вихідної ланки:

$$k_a = \frac{V_m}{F_a k_t}.$$

В цьому рівнянні F_a – площа на графіку прискорення за час збільшення швидкості від 0 до V_m ;

V_m – максимальна швидкість вихідної ланки.

Висновки

Наведена методика дослідження синусного механізму з використанням сучасних комп'ютерних технологій надає змогу студенту відчувати механіку механізму, засоби дослідження кінематичних характеристик, одночасно створює необхідний базис для вивчення наступних взаємопов'язаних дисциплін, зокрема дисципліни «Основи наукових досліджень».

Література: 1. Юденич В.В. Лабораторные работы по теории механизмов и машин.- М.: Высш. шк., 1962.- 288 с. 2. Артоболевский И.И. Теория механизмов и машин.- М.: Высш. шк., 1988. 711 с. 3. Э.А. Горов, С.А.Гайдай, С.В.Лушников. Типовой лабораторный практикум по теории механизмов и машин.- М.: Машиностроение, 1990.- 159 с.

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

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ КОМПЬЮТЕРНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ В ЛАБОРАТОРНОМ ПРАКТИКУМЕ ПО ТММ

Лукавенко В. П., Ковальчук Д.П.

Приведена методика исследования кинематики шарнирно-рычажного механизма с использованием современных компьютерных технологий.

ЗАСТОСУВАННЯ КОМП'ЮТЕРНИХ ТЕХНОЛОГІЙ В ЛАБОРАТОРНОМУ ПРАКТИКУМІ З ТММ

Лукавенко В. П., Ковальчук Д.П.

Наведена методика дослідження кінематики шарнірно-важільного механізму з використанням сучасних комп'ютерних технологій.

The using of computer technologies in a laboratory practice on the MMT

Lukovenko V.P., Kovalchuk D.P.

There is the technique of a hinge-level mechanism research with an using of modern computer technologies.

Ключевые слова: Исследование, механизм, компьютер, аналого-цифровой преобразователь, эксперимент.

Ключові слова: Дослідження, механізм, комп'ютер, аналого-цифровий перетворювач, експеримент.

Key words: Research, mechanism, computer, Analog-to-Digital converter, experiment.

Пономарев Л. Д.
ДИТМ МНТУ, г. Краматорск, Україна

**РАЗМЕРНАЯ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА (РЭХО).
ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ, МАССОВЫЙ РАСХОД ВОДОРОДА,
ЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ ТОК В ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЙ ЯЧЕЙКЕ**

Используя результаты предыдущей работы, найдем оценку среднего значения обобщенного безразмерного расхода водорода $\bar{Q}_Г$ в течение электрохимических переходных процессов, возникающих при включении и выключении технологического тока, когда локальная объемная концентрация водорода на рабочей поверхности катода $C_{ГК}$ изменяется в интервале $0 \leq C_{ГК} \leq 0,75$. Такая оценка необходима, в частности, для математического моделирования движения «пузырькового клина» в зазоре при обработке короткими импульсами тока.

Как показано в предыдущих исследованиях, в течение электрохимических переходных процессов величина $\bar{Q}_Г$ является сложной функцией переменных

$$C_{ГК}(t), \delta_C(t),$$

где δ_C – безразмерная толщина слоя смеси в ВПС,
 t – время.

Условно рассматривая $C_{ГК}$ и δ_C как независимые переменные, аппроксимируем функцию:

$$\bar{Q}_Г = \bar{Q}_Г(C_{ГК}, \delta_C) \quad (1)$$

Используя рис. 5 [1] и повторив процедуру, с помощью которой была найдена единая оценка расхода $\bar{Q}_Г(\delta_C)$, найдем теперь оценки $\bar{Q}_Г(\delta_C)$ для значений $C_{ГК}$, равных 0,25; 0,5; 0,75. Эти оценки представлены на рис.1. Аппроксимируя их укороченными степенными полиномами 3-й степени, получаем:

$$\text{если } C_{ГК} = 0,25, \text{ то } \bar{Q} = 0,0385 \delta_C^2 - 0,027 \delta_C^3; \quad (2)$$

$$\text{если } C_{ГК} = 0,50, \text{ то } \bar{Q} = 0,0642 \delta_C^2 - 0,045 \delta_C^3; \quad (3)$$

$$\text{если } C_{ГК} = 0,75, \text{ то } \bar{Q} = 0,0723 \delta_C^2 - 0,051 \delta_C^3. \quad (4)$$

Аппроксимация (2) справедлива во всем интервале $0 \leq \delta_C \leq 1$, аппроксимации (3) и (4) приемлемы в интервалах, соответственно $0 \leq \delta_C \leq 0,9$, и $0 \leq \delta_C \leq 0,85$. Погрешности всех аппроксимаций не превышают 10%, причем в большей части указанных интервалов погрешности не превышают нескольких процентов. Учитывая, что средние квадратичные отклонения функций, показанных на рис.1, относительно велики, признаем аппроксимации (2)-(4) хорошими.

Выражения (2)-(4) показывают, что числовые коэффициенты при степенях δ_C зависят от $C_{ГК}$, поэтому в интервалах $0 \leq C_{ГК} \leq 0,75$; $0 \leq \delta_C \leq 0,85$ функцию (1) можно представить в следующей форме:

$$\bar{Q}_Г(C_{ГК}, \delta_C) = f_1(C_{ГК}) \cdot \delta_C^2 - f_2(C_{ГК}) \cdot \delta_C^3$$

П р и с о е д и н и в к (2)-(4) очередную аппроксимацию;

если $C_{ГК} = 0$, то $\bar{Q} = 0 \cdot \delta_C^2 - 0 \cdot \delta_C^3$, построим по точкам графика функций f_1 и f_2 (рис.2).

Эти функции можно аппроксимировать параболой, синусоидой, экспонентой и др. Выбрав параболическую аппроксимацию функций f_1 и f_2 , получим:

$$\left. \begin{aligned} f_1(C_{ГК}) &= 0,037 - 0,114(C_{ГК} - 0,8)^2 \\ f_2(C_{ГК}) &= 0,052 - 0,081(C_{ГК} - 0,8)^2 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

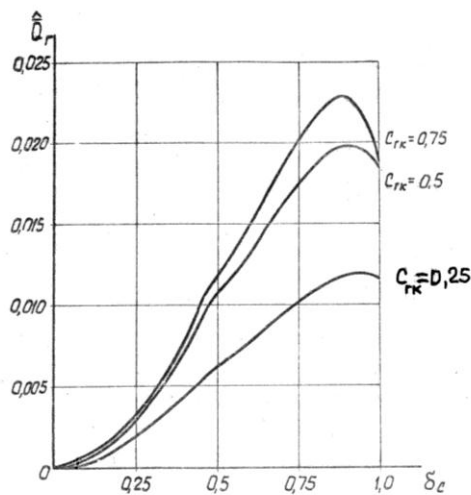


Рис. 1 – Оценки средних значений обобщенного безразмерного объемного расхода водорода для различных значений локальной объемной концентрации водорода на катоде.

В точках, где числовые значения f_1 и f_2 заданы, погрешность аппроксимации (5) меньше 2%.

Таким образом, при электрохимических переходных процессах оценку среднего значения обобщенного безразмерного объемного расхода водорода можно аппроксимировать функцией:

$$\bar{Q}_G = (\mu_{\text{э}} / b \cdot h^3 / \text{grad} P) \cdot Q_G = [0,073 - 0,114(C_{ГК}(t) - 0,8)^2] \delta_c^2(t) - [0,052 - 0,081(C_{ГК}(t) - 0,8)^2] \delta_c^3(t) \quad (6)$$

где Q_G – оценка объемного расхода водорода – физической размерной величины, которую следует рассматривать, как случайную функцию; $\mu_{\text{э}}, b, h, |\text{grad} P|$ [1].

Оценку (6), как и оценку объемного расхода, полученную ранее, можно непосредственно использовать в расчетах и моделировании лишь в тех случаях, когда известен объем водорода, поступающего в зазор в единицу времени. Но первый закон Фарадея определяет выделяемую на катоде массу, а не объем водорода, поэтому требуется найти оценку массового расхода водорода Q_M . Очевидно, что

$$Q_M = \rho Q_G, \quad (7)$$

где ρ – средняя плотность водорода в пузырьках, проходящих ВПС. Средняя плотность есть функция давления газа в пузырьках P_G и его температуры T_G :

$$\rho = \rho(P_G, T_G). \quad (8)$$

Причем, в типовых условиях РЭХО параметры состояния водорода в пузырьках далеки от критических, и водород можно рассматривать, как идеальный газ. Температура $T_{\text{э}}$ и полное абсолютное давление $P_{\text{э}}$ окружающей среды – электролита – изменяется от входа в зазор к выходу, поэтому в (8) $P_G = P_G(t)$, $T_G = T_G(t)$.

Пренебрежем давлением паров электролита в пузырьках, не превышающим десятых долей атмосферы, и рассмотрим вначале квазистационарное движение пузырьков, при котором температура и давление окружающей среды вдоль пути следования пузырьков изменяется настолько медленно (или незначительно), что тепловой и объемной инерционностью пузырьков заведомо можно пренебречь. Тогда в ВПС

$$T_G = T_{\text{э}}; P_G = P_{\text{э}} + 2 \cdot \frac{\sigma}{r_c}, \quad (9)$$

где σ – поверхностное натяжение электролита;

r_c – текущий средний радиус пузырька, проходящего ВПС.

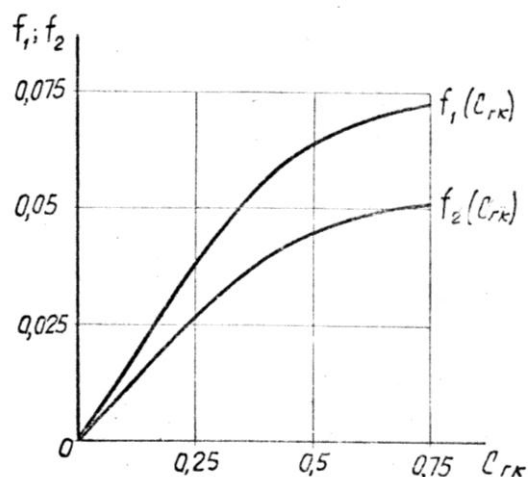


Рис. 2 – Функции f_1 и f_2 .

Вообще говоря, изменение состояния газа в пузырьках является необратимым термодинамическим процессом, но поскольку интерес представляет лишь его конечный результат – плотность водорода в ВПС, – постольку возможно заменить реальный необратимый процесс «эквивалентным» обратимым процессом [2], предполагая бароклинное равновесие газа в пузырьках, проходящих ВПС. Тогда функция (8) превращается в уравнение состояния идеального газа (Клайперона):

$$\rho = \frac{P_{\Gamma}}{R_B T_{\Gamma}} = \mu \cdot \frac{P_{\Gamma}}{RT_{\Gamma}}, \quad (10)$$

где R_B – газовая постоянная водорода;

R – универсальная газовая постоянная;

μ – килограмм-моль водорода.

Температура и давление газа в (10) при квазистационарном движении пузырьков определены выражениями (9), причем температура и абсолютное давление электролита в ВПС считаются известными. В инженерных расчетах эти параметры электролита, а также поверхностное натяжение и средний радиус пузырьков чаще всего неизвестны, но тогда задача неразрешима; последствия приближенной оценки указанных параметров рассмотрены ниже.

В условиях РЭХО температура электролита от входа в зазор к выходу может изменяться на несколько десятков градусов, а давление – на несколько атмосфер, причем пузырьки проходят этот путь за время, не превышающее, в среднем, нескольких тысячных секунд. Можно ли в таких условиях считать движение пузырьков квазистационарным, т.е. полагать справедливым выражение (9) $T_{\Gamma} = T_{\text{Э}}$, $P_{\Gamma} = P_{\text{Э}} + 2\sigma/r_C$. Чтобы ответить на этот вопрос, необходимо оценить тепловую и объемную (радиальную) инерционность пузырьков.

Приступая к оценке тепловой инерционности пузырьков, напоминаем, что центральным понятием теории приближенного подобия в явлениях теплопроводности является критерий [3]:

$$A = F / F_{\text{ЭТ}},$$

где F – площадь поверхности рассматриваемого тела (пузырька);

$F_{\text{ЭТ}}$ – площадь поверхности эквивалентного тела.

Под телом, эквивалентным пузырьку, следует понимать равновеликий шар, удовлетворяющий условию

$$\alpha_{\text{ЭТ}} \cdot F_{\text{ЭТ}} = \alpha \cdot F,$$

где α , $\alpha_{\text{ЭТ}}$ – соответственно коэффициент теплообмена (теплоотдачи) пузырька и эквивалентного тела.

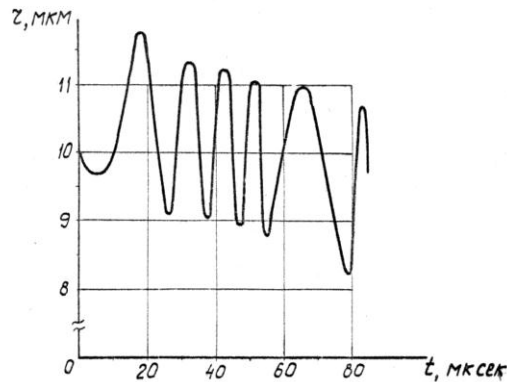


Рис. 3 – Решение дифференциального уравнения динамики «большого» пузырька с избыточным давлением водорода.

Заменим пульсирующие пузырьки ограниченно эквивалентными телами – шарами с радиусом $r = \text{const}$ и тепловыми параметрами, равными усредненным тепловым параметрам водорода в пузырьках. Если эквивалентные тела находятся в том же температурном поле, что и пузырьки, то, согласно предложенному А. А. Гухманом и Н. Н. Михеевой методу моделирования теплового подобия [3], имеет место следующая связь между множителями преобразования времени m_t , размеров m_d и температуро-проводности m_a :

$$m_t \cdot m_a = m_d^2$$

В первом приближении можно принять в интервале температур коэффициент температуропроводности водорода $a_T \approx \text{const}$ [4], тогда по условиям эквивалентности $m_a \approx 1$. Пусть в результате пульсации пузырька $0,8 < m_d < 1,2$; тогда $0,64 < m_t < 1,41$.

Следовательно, выбранная модель вполне приемлема для оценки тепловой инерционности пузырьков.

Рассмотрим эквивалентное тело-шар с радиусом r_C , находящийся в тепловом равновесии с окружающей средой при температуре $t = 0$. В момент времени $t = 0$ шар помещается в электролит с постоянной температурой $T_{\text{э}} > T_0$. Требуется найти время нагрева поверхности шара $t_{\text{п}}$ и центра шара $t_{\text{ц}}$ до температуры $T = (0,98-0,99) T_{\text{э}}$.

Чтобы воспользоваться для этой цели графиками относительной избыточной температуры шара, помещенными в [4], или графиками температурных функций нестационарной теплопроводности шара, помещенными в [5], необходимо найти численное значение критерия Био для эквивалентного тела в электролите. Преобразуем критерий Био следующим образом. После отрыва пузырька от катода и короткого «разгонного» участка скорость скольжения пузырька относительно окружающей среды становится пренебрежимо малой. В таком же состоянии должно находиться и эквивалентное тело; при этом число Нуссельта для шара принимает наименьшее возможное значение [6]:

$$N_u = \frac{\alpha_{\text{эТ}} \cdot r_C}{\lambda_{\text{э}}} = 1,$$

где $\lambda_{\text{э}}$ – коэффициент теплопроводности электролита. Тогда $\alpha_{\text{эТ}} = \lambda_{\text{э}}/r_C$ и критерий Био принимает следующий вид:

$$B_i = \frac{\alpha_{\text{эТ}} \cdot r_C}{\lambda_{\text{эТ}}} = \frac{\lambda_{\text{э}}}{\lambda_{\text{эТ}}}$$

где $\lambda_{\text{эТ}} = \lambda_T$ – коэффициент теплопроводности водорода.

Для расчетов в первом приближении можно использовать средние арифметические значения коэффициентов теплопроводности в интервале температур [4]. Примем $T_0 = 303^\circ\text{К}$ (30°С), $T_{\text{э}} = 343\div 353^\circ\text{К}$ ($70\div 80^\circ\text{С}$) и экстраполируя справочные данные [6,7] для 20%-го раствора хлористого натрия, получим среднее значение $\lambda_{\text{э}} \approx 0,61$ Вт/м·град. Усредняя в том же интервале температур справочные данные [5] получим среднее значение $\lambda_{\text{эТ}} = \lambda_T \approx 0,2$

вт/м·град. Таким образом среднее значение критерия Био $B_i \approx 3$ и в указанных условиях не зависит от радиуса эквивалентного тела.

Зная критерий Био, определим с помощью графиков, помещенных в [4], обобщенное время нагрева – число Фурье – для поверхности эквивалентного тела:

$$F_0 = a_{ЭТ} \cdot \frac{t_{П}}{r_C^2} \approx 1, \quad (11)$$

и для центра эквивалентного тела

$$F_0 = a_{ЭТ} \cdot \frac{t_{Ц}}{r_C^2} \approx 1,5, \quad (12)$$

где $a_{ЭТ} = a_{Г}$.

Усредняя справочные данные [6], получим для атмосферного давления и температуры $+50^{\circ}\text{C}$ коэффициент температуропроводность водорода $a_{Г} \approx 1,8 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2/\text{сек}$. Выберем два средних радиуса эквивалентного тела [8]: 0,5мкм и 5,0мкм. Тогда, согласно (11), время нагрева поверхности эквивалентного тела составит в первом случае $t_{П} \approx 0,14 \cdot 10^{-8}$ сек, во втором случае $t_{П} \approx 14 \cdot 10^{-8}$ сек, а время нагрева центра эквивалентного тела составит, согласно (12), в первом случае $t_{Ц} \approx 0,2 \cdot 10^{-8}$ сек, во втором случае $t_{Ц} \approx 2 \cdot 10^{-8}$ сек. Контрольный расчет времени нагрева по графикам, помещенным в [5], приводит к тем же результатам. Даже если эти оценочные расчеты дают погрешность в несколько сотен процентов (из-за неточного определения $a_{Г}$ и других параметров), то и тогда время полного нагрева пузырьков при скачкообразном перепаде температуры окружающей среды не превышает 1-2 микросекунд, что несоизмеримо меньше среднего времени пребывания пузырьков в зазоре порядка нескольких миллисекунд.

Приблизим оценочный расчет тепловой инертности пузырьков к реальным температурным условиям в зазоре. Пусть эквивалентное тело находится в тепловом равновесии с окружающей средой при температуре T_0 и в момент $t = 0$ среда нагревается с постоянной скоростью v град/сек, моделируя нестационарное температурное поле, в которое попадает пузырек после отрыва от катода. Пользуясь соответствующими графиками, помещенными в [4], найдем, что в центре шара при значении обобщенного времени нагрева $F_0 = 1$ (предел графиков) обобщенная переменная графиков принимает значение

$$\frac{\theta}{P_d} \cdot F_0 = 0,87$$

где $\theta = \frac{T(r,t) - T_0}{T_0}$ – относительная избыточная температура (в центре шара $r = 0$);

$P_d = \frac{v \cdot r_C^2}{a_{ЭТ} \cdot T_0}$ – критерий Предводителя;

F_0 – критерий Фурье.

В этот же момент времени ($F_0 = 1$) на расстоянии $0,8r_C$ от центра эквивалентного тела

$$\frac{\theta}{P_d} \cdot F_0 = 0,94.$$

Преобразуя обобщенную переменную графиков, получим:

$$\frac{\theta}{P_d} \cdot F_0 = \frac{T(r,t) - T_0}{v \cdot t}.$$

Следовательно, уже при $F_0 = 1$, т.е. при $t_{П} \approx 0,14 \cdot 10^{-8}$ сек в случае $r_C = 0,5$ мкм, или при $t_{П} \approx 14 \cdot 10^{-8}$ сек в случае $r_C = 5$ мкм, температура центра шара

$$T(0, t) = T_0 + 0,87v \cdot t,$$

а на расстоянии $0,8r_C$ от центра шара температура

$$T(0,8r_C, t) = T_0 + 0,94v \cdot t$$

(напомним, что температура окружающей среды увеличивается по закону $T = T_0 + v \cdot t$).

Таким образом, модель нагрева эквивалентного тела, приближенная к реальным тепловым условиям в зазоре, подтверждает предыдущие расчеты: не позже, чем через (1-2) микросекунды после отрыва пузырька от катода, температура водорода приближается к текущей температуре электролита и повторяет ее изменение с высокой точностью, благодаря ничтожно малой тепловой инертности пузырька.

Остается оценить степень тепловой экранировки одних пузырьков другими. По ряду важнейших вопросов теплообмена в пористой (двухфазной) среде у различных исследователей имеются существенные расхождения. Поэтому для грубой оценки эквивалентной теплопроводности жидкостно-газовой смеси $\lambda_{ЭКВ}$ выберем простую модель Бернштейна [3]. Учитывая, что в достаточно общем случае переменная объемная концентрация газа в смеси хорошо аппроксимируется концентрацией $C_G = 0,31 = \text{const}$ получим

$$\frac{\lambda_{ЭКВ}}{\lambda_Э} = \frac{4C_G}{\left(1 + \frac{\lambda_Э}{\lambda_Г}\right) + (1 - 2C_G)} \approx 0,7,$$

т.е. $\lambda_{ЭКВ} \approx 0,7\lambda_Э$. Итак, модель Бернштейна показывает, теплопроводность смеси в зазоре имеет порядок с теплопроводностью чистого электролита, поэтому тепловой экранировкой одних пузырьков другими вполне можно пренебречь в приближенных расчетах и считать доказанными пренебрежимо малую тепловую инерционность всех пузырьков в зазоре и, следовательно, равенство температур водорода и электролита в ВПС.

Перейдем к оценке объемной (радиальной) инерционности пузырьков. Рассмотрим одиночный сферический пузырек водорода, прикрепленный к некому основанию (острию) и находящийся в тепловом равновесии с окружающей вязкой несжимаемой жидкостью – потоком электролита, обтекающем пузырек. Перед отрывом пузырька от острия его динамическое равновесие с окружающей средой нарушено: водород находится под избыточным относительно окружающей среды давлением ΔP_G , не уравновешенным силами поверхностного натяжения [11] (мы вводим в модель пузырька избыточное давление независимо от его физической обоснованности, т.к. оно позволяет подчеркнуть детали динамики пузырька). В момент времени $t = 0$ пузырек отрывается от острия и его подхватывает поток электролита, причем по пути следования пузырька давление электролита резко изменяется (чтобы не затемнять физической картины и не усложнять математической модели, оставим температуру электролита постоянной).

В основу математической модели процесса положим нелинейное дифференциальное уравнение динамики пузырька [12,13,14]:

$$r \cdot \ddot{r} + 1,5\dot{r}^2 = \frac{1}{\rho_Э} \left(P_G(r,t) - P_Э(t) - 2\frac{\sigma}{r} \right), \quad (13)$$

где $r \equiv r(t)$ – текущий радиус пузырька;

$\dot{r} \equiv \dot{r}(t)$, $\ddot{r} \equiv \ddot{r}(t)$ – соответственно, первая и вторая производные текущего радиуса по времени t ;

$\rho_Э$ – плотность электролита;

начальные условия: $r(0) = r_0$, $\dot{r}(0) = 0$; вязкий член в правой части уравнения (13) опущен [14].

Развернем правую часть (13). Начальное давление газа перед отрывом пузырька

$$P_{G0} = P_{Э0} - \frac{\rho_Э v_{\phi 0}^2}{2} + \frac{2\sigma}{r_0} + \Delta P_G, \quad (14)$$

где $P_{Э0}$ – абсолютное давление электролита в плоскости расположения центра пузырька перед его отрывом;

$v_{\phi 0}$ – начальная скорость скольжения фаз: средняя скорость, с которой электролит обтекает пузырек перед его отрывом в плоскости расположения центра пузырька.

Давлением паров электролита по-прежнему пренебрегаем. После отрыва пузырька давление газа подчиняется уравнению политропы

$$P_r(r, t) = P_{r0} \cdot \left(\frac{r_0}{r(t)} \right)^{3n}, \quad (15)$$

где n – показатель политропы.

Примем, что после отрыва пузырька скорость скольжения фаз изменяется по закону

$$v_\phi(t) = v_{\phi 0} \cdot e^{-\frac{t}{\tau}}, \quad (16)$$

где e – основание натуральных логарифмов,

τ – постоянная времени «разгона» пузырька (параметр моделирования), а абсолютное давление электролита изменяется по закону

$$P_\Delta(t) = P_{\Delta 0}(1 \pm \kappa t), \quad (17)$$

где $\kappa = \text{const}$ – параметр моделирования (знак в скобках зависит от типа изменения живого сечения потока вдоль траектории пузырька).

Для «точного» расчета текущей плотности водорода в пузырьке подставим в уравнение Клайперона (10) текущее давление газа (15) и текущую температуру газа (по шкале Кельвина) при политропическом движении газа и постоянной температуре электролита:

$$T_r(r, t) = T_{r0} \cdot \left(\frac{r_0}{r(t)} \right)^{3(n-1)}, \quad (18)$$

где $T_{r0} = T_\Delta$ – температура газа перед отрывом пузырька;

после преобразования (10), получим «точную» плотность водорода в пузырьке

$$\rho_K(r, t) = \frac{\mu P_{r0}}{RT_{r0} \left(\frac{r}{r(t)} \right)^3} \quad (19)$$

Из-за ничтожно малой тепловой инерционности пузырька движение газа может быть близким к изотермическому ($n \rightarrow 1$); уравнения (15), (18), (19) остаются справедливыми и для этого частного случая политропного движения.

Будем рассматривать плотность (19), как контрольную, и сравнивать с ней расчетную плотность водорода, используемую в инженерных расчетах и определяемую выражениями (9), (10), причем, давление электролита в (9) в нашем случае задано выражением (17) (в прикладных расчетах уравнение (19) использовать невозможно, т.к. $T_\Delta = \text{var}$ и неизвестны многие параметры процесса).

Эксперименты с математической моделью (13)-(19) показали, что наиболее интересно движение пузырьков относительно большого диаметра, обладающих избыточным давлением перед отрывом. Но в этом случае невозможно сравнить текущие значения расчетной и контрольной плотности водорода из-за пульсации текущего радиуса пузырька, поэтому необходимо дополнить математическую модель оператором усреднения (сглаживания) текущего радиуса. Такое усреднение в модели оправдано и особенностями движения множества пузырьков в зазоре: легко понять, что, отобрав из этого множества все пузырьки приблизительно одного среднего радиуса, мы обнаружили, что они проходят ВПС в разных «фазах» пульсации текущих радиусов и поэтому их текущие радиусы естественно усредняются к некоему среднему радиусу. Но тогда столь же естественно рассматривать решение уравнения (13), как одну реализацию нестационарного случайного процесса $r_C(t)$. Для наших целей (сравнение текущих значений расчетной и контрольной плотности водорода в одном и том же пузырьке) достаточно иметь локальные характеристики этого процесса – среднего радиуса $r_C(t)$ одиночного пузырька, получаемую усреднением по времени одной реализации процесса. Оценка локальной характеристики, получаемая таким путем, может быть, в принципе, несмещенной и состоятельной и в том случае, если нестационарный случайный процесс не эргодичен [15].

Сглаживание решения уравнения (13) на ЭВМ наиболее быстро выполняется «по-аналоговому» оператором экспоненциального сглаживания [16], преобразованным в следующую дифференциальную форму:

$$\dot{r}_c = \frac{1}{\tau_c}(r - r_c), \quad (20)$$

где $r_c = r_c(t)$, $\dot{r}_c = \dot{r}_c(t)$ – соответственно, текущий средний радиус пузырька и его производная по времени;

τ_c – постоянная времени сглаживания, численное значение которой выбирается экспериментально;

начальное условие: $r_c(0) = r_0$.

Используя оператор (20) для быстрой, но грубой оценки среднего радиуса, мы принимаем, что в приближенном моделировании можно пренебречь вероятной смещенностью оценки [17].

Эксперименты с полной математической моделью динамики пузырька и плотности газа в нем (13)-(20) при различных параметрах процесса выполнялись на ЭВМ (программы составлялись на языке автопрограммирования); для вычисления средней расчетной и средней контрольной плотности в уравнении (19) и втором выражении (9) подставлялось текущее значение оценки среднего радиуса – решение уравнения (20). Условия числовых экспериментов были следующими.

Во всех сочетаниях параметров процесса остались постоянными:

плотность электролита $\rho_{\text{Э}} = 1,11 \text{ г/см}^3 (1110 \text{ кг/м}^3)$, (15%-ный раствор NaCl);

температура электролита $T_{\text{Э}} = 313 \text{ K} (+40^\circ\text{C})$;

поверхностное натяжение $\sigma = 70 \text{ дин/см} (70 \cdot 10^{-3} \text{ н/м})$ (поверхностное натяжение чистой воды);

показатель политропы $n = 1,3$.

Показатель политропы $n = 1,3$ был выбран условно, т.к. в реальных условиях РЭХО он неизвестен, но числовые эксперименты на ЦВМ показали, что n в интервале 1,2-1,41 практически не влияют на динамику пузырька.

Следующие параметры варьировались в указанных ниже пределах:

$R_0 = (0,5 \div 10,0) \text{ мкм}$, $P_{\text{Э}0} = (0,5 \div 2) \text{ ат}$, $\Delta P_{\text{Г}} = (0 \div 1) \text{ ат}$, $v_{\phi 0} = (3 \div 14) \text{ м/сек}$,

$\tau = (10 \div 50) \text{ мкс}$, $K = 0 \div 7500$.

Постоянная времени сглаживания τ_c находилась в пределах (10-50) мксек, в зависимости от значения физических параметров.

Максимальные значения независимой переменной (времени) выбирались в пределах (1,05-0,3) мсек.

Основные результаты моделирования оказались следующими

1. При начальном диаметре пузырька $d(0) = 1 \text{ мксек}$ пульсации текущего радиуса почти незаметны, в т.ч. и с избыточным давлением $\Delta P_{\text{Г}} = 1 \text{ ат}$. После короткого «разгонного» участка скорость скольжения фаз $v_{\phi} \rightarrow 0$ и расчетная и контрольная плотности водорода практически совпадают при всех исследованных значениях параметров, в т.ч. и при $K = 7500$, что соответствует следующим изменениям давления электролита $\Delta P_{\text{Э}}$ за время движения пузырька $t \approx 0,2 \text{ мсек}$:
 $\Delta P_{\text{Э}} = 1,5 \text{ ат}$ при $P_{\text{Э}0} = 1 \text{ ат}$ и $\Delta P_{\text{Э}} = 3 \text{ ат}$ при $P_{\text{Э}0} = 2 \text{ ат}$ (заметим, что эти условия тяжелее реальных условий в зазоре).
2. Увеличение начального диаметра пузырька в отсутствие избыточного давления газа весьма незначительно увеличивает пульсации текущего радиуса; расчетная и контрольная плотности водорода по-прежнему практически совпадают при любых сочетаниях параметров процесса.
3. Наиболее сложные движения наблюдаются у относительно больших пузырьков ($r_0 = 10 \text{ мкм}$) с избыточным давлением газа: пульсации текущего радиуса таких пузырьков составляют, в среднем, $\pm(10-15)\%$ текущего среднего радиуса, причем

функція $r(t)$ «модулирована» по частоте и амплитуде. Тем не менее, при значении параметра $K = \pm 1000$, т.е. при изменении давления электролита вдвое за время движения пузырька, равное одной тысячной секунды, текущие значения расчетной плотности водорода отличаются от соответствующих значений контрольной плотности не более, чем на $\pm 5\%$.

На рис.3 представлены результаты модулирования динамики пузырька при значении параметра $K = 7500$ и следующих значениях остальных параметров:

$r_0 = 10,0$ мкм, $P_{Э0} = 2$ ат, $\Delta P_{Г} = 1$ ат, $v_{\phi 0} = 7$ м/сек, $\tau = 10$ мксек (для экономии машинного времени была выбрана малая точность решения уравнения (13), поэтому тонкая структура процесса $r(t)$, возможно потеряна). Рис.3 показывает, что, несмотря на избыточное давление газа, средний радиус пузырька начинает следить за увеличивающимся текущим давлением электролита буквально через (20-30) мксек после начала движения. В представленном рис. 3 решении текущих значений расчетной плотности водорода отличаются от соответствующих значений контрольной плотности не более, чем на $\pm(10-12)\%$, несмотря на то, что сглаживание текущего радиуса было очень неточным: из-за исключительно быстрого изменения давления электролита пришлось недопустимо уменьшить постоянную времени сглаживания в операторе (20), чтобы оценка среднего радиуса не оказалась сильно смещенной.

Таким образом, эксперименты на ЦВМ с математической моделью (13)-(20) показали, что даже при весьма резких изменениях давления электролита вдоль траектории пузырьков их объемной инерционностью вполне можно пренебречь и вместе с теплодинамическими расчетами подтвердили допустимость оценки массового расхода водорода в пузырьках по уравнению Клайперона (10) и выражением (9). Остается выяснить, какой средний радиус следует подставлять во второе выражение (9), ибо в длинномерных зазорах средние диаметры пузырьков отличаются на порядок: множество мельчайших пузырьков в прикатодной области имеет средний диаметр $d_c \approx 1$ мкм, а «большие» пузырьки в ядре течения имеют средний диаметр $d_c \geq 10$ мкм [9, 10].

Экспериментально доказано, что подавляющая часть всей массы водорода в зазоре сосредоточена именно в мельчайших пузырьках [10].

Это обстоятельство является для нас решающим: во второе выражение (9) следует подставлять средний радиус $r_c = 0,5$ мкм. Такая рекомендация согласуется как с математической статистикой, – средний радиус $r_c = 0,5$ мкм, вероятно, является модой положительно асимметричной плотности распределения радиуса пузырьков, – так и особенностями нашего метода определения объемного расхода водорода.

Для доказательства последнего утверждения проделаем следующий мысленный эксперимент: все «большие» пузырьки, пересекающие ВПС, заменим пузырьками с радиусом $r_c = 0,5$ мкм и с той же массой (т.е. сожмем «большие» пузырьки до среднего радиуса 0,5 мкм). В результате изменится тип локальной объемной концентрации водорода в ВПС $C_{Г}(\delta_c)$: если реальная концентрация была близка по типу C_I , то новая концентрация приблизится к типу C_{III} . При этом изменится профиль скоростей в слое смеси, но оценка объемного расхода водорода $\bar{Q}_{Г}$ останется неизменной, т.к. и старая, (реальная), и новая концентрации водорода находятся внутри области, ограниченной концентрациями C_I и C_{III} , и потому, благодаря осторожным «правдоподобным рассуждениям» во второй части работы, реальный (старый) и новый объемные расходы, вероятнее всего, даже не выйдут за пределы средних квадратичных отклонений.

Для определения погрешности, вносимой в оценку массового расхода водорода неточным знанием средней плотности водорода в пузырьках, на рис. 4 представлена рассчитанная по уравнению Клайперона функциональная зависимость плотности водорода в пузырьках от диаметра пузырьков при параметре $P_{Э}$ – абсолютном давлении электролита, причем каждому значению параметра соответствует заштрихованная зона, верхняя граница которой определяет плотность водорода при температуре электролита $T_{Э} = 40^{\circ}\text{C}$, а нижняя граница определяет плотность водорода при температуре $T_{Э} = 80^{\circ}\text{C}$.

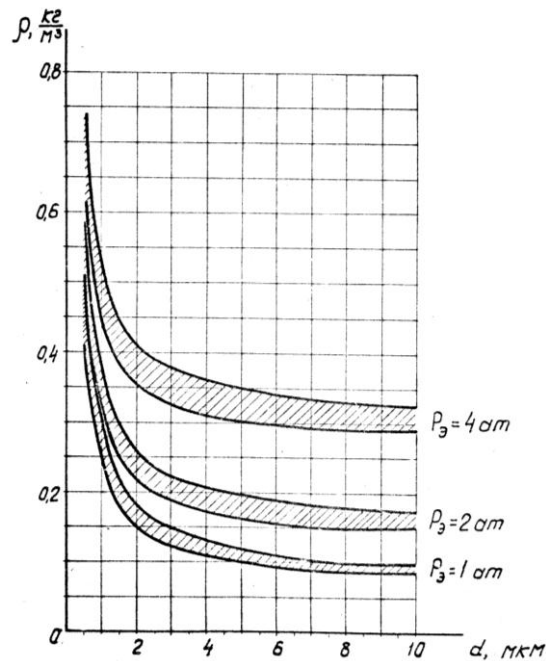


Рис. 4 – Зависимость плотности водорода в пузырьках от диаметра пузырьков (см. пояснения в тексте).

Рис.4 позволяет сделать следующие выводы:

1. Выбираем средний диаметр пузырьков 1 мкм и ошибаясь при этом в полтора раза (в меньшую или большую сторону), мы вносим в оценку массового расхода водорода относительную погрешность, не превышающую 20%, причем погрешность уменьшается с увеличением давления электролита. Такая погрешность не превышает среднего квадратичного отклонения оценки объемного расхода водорода и поэтому вполне приемлема.

2. Для построения графиков на рис.4 в уравнение состояния подставлялось поверхностное натяжение чистой воды. Поверхностно-активные вещества в электролите могут заметно уменьшить среднюю плотность водорода в пузырьках при $d_c < (2-3)$ мкм.

Итак, оценка массового расхода водорода (6) имеет следующие формы:

1. В случае стационарного режима РЭХО непрерывным током:

$$Q_M = \frac{P_3 + \frac{2\sigma}{r_c}}{R_B T_3} \bar{Q}_G(\delta_C); \quad (21)$$

2. В случае РЭХО импульсным током (короткими импульсами):

$$Q_M = \frac{P_3 + \frac{2\sigma}{r_c}}{R_B T_3} \bar{Q}_G(C_{ГК}, \delta_C); \quad (22)$$

(Все обозначения определены выше).

Оценка (21) позволяет при обработке непрерывным током или импульсами тока большой длительности определить допустимый ток по заданной толщине слоя смеси в ВПС, а оценка (22) позволяет разработать для РЭХО короткими импульсами тока математическую модель изменения толщины слоя жидкостно-газовой смеси во времени, что и является основными целями данной работы.

Рассмотрим РЭХО непрерывным током. Первый закон Фарадея позволяет найти массовый «приход» водорода в зазоре (с размерностью кг/сек):

$$\frac{m}{t} = K_B I,$$

где m – масса выделяющегося на катоде водорода;

t – время;

$K_B = 10,4 \cdot 10^{-9}$ кг/кулон – электрохимический эквивалент водорода;

I – ток в электрохимической ячейке.

В установившемся (квазистационарном) режиме обработки должно выполняться условие

$$K_B I = \rho Q_\Gamma \quad (23)$$

Но по определению

$$Q_\Gamma = \frac{bh^3 |\text{grad} P|}{\mu_\Delta} Q_\Gamma \quad (24)$$

Подставив (24) в (23), получим основное уравнение данной работы для обработки непрерывным током, связывающие ток с толщиной слоя смеси в ВПС:

$$\bar{I} = \frac{K_B \mu_\Delta}{\rho b h^3 |\text{grad} P|} I = Q_\Gamma(\delta_c) \quad (25)$$

где \bar{Q}_Γ – оценка, полученная во второй части работы в виде графика на рис. 7, табл. 1 и аппроксимацией (22),(23);

\bar{I} – оценка обобщенного безразмерного непрерывного тока, определяемая тождеством, которое входит в выражение (25);

I – оценка непрерывного тока – физической величины, которую следует рассматривать, как случайную функцию.

Как видно из выражения (25), при обработке непрерывным током допустимый ток в электрохимической ячейке зависит от 11 переменных и параметров (включая неявную зависимость от концентрации водорода $C_\Gamma(\delta_c)$ и $C_{ГК}$. Для иллюстрации применения оценки (25) разовьем пример 1 из 2-й части работы.

Пусть по прежнему высота зазора $h = 0,1$ мм, вязкость $\mu_\Delta = 1,3$ спз = $1,3 \cdot 10^{-3}$ н·сек/м², начальная скорость $v_H = 15$ м/сек; заданы в ВПС: ширина, $b = 50$ мм, $P_\Delta = 2$ ат, $T_\Delta = 60^\circ\text{C}$. Обработка ведется непрерывным током. Известно, что при толщине слоя смеси $h_c > 0,5h$ градиент давления электролита в ВПС уменьшается приблизительно в два раза по сравнению с его начальным значением при выключенном токе. Необходимо оценить допустимый ток, исходя из выбранного условия в ВПС: $h_c \leq 0,7h$.

В примере 1 второй части работы найден начальный градиент $|\text{grad} P| \approx 310 \text{ ат/м} = 31 \cdot 10^6 \text{ н/м}^3$. Следовательно, при включенном токе $|\text{grad} P| \approx 15 \cdot 10^6 \text{ н/м}^3$. Принимая $d_c \approx 1$ мкм, определим с помощью рис. 4 плотность $\rho \approx 0,35$ кг/м³. По рис. 7 или табл. 1 второй части работы определим оценку

$$Q_\Gamma \Big|_{\delta_c=0,7} = 0,017$$

Наконец, используя выражение (25), оценим допустимый ток:

$$I = \frac{\rho \cdot b \cdot h^3 |\text{grad} P|}{K_B \mu_\Delta} \cdot \bar{Q}_\Gamma = \frac{0,35 \text{ кг/м}^3 \cdot 0,05 \text{ м} \cdot (0,1 \cdot 10^{-3})^3 \text{ м} \cdot 15 \cdot 10^6 \text{ н/м}^3}{10,4 \cdot 10^{-9} \text{ кг/а} \cdot \text{сек} \cdot 1,3 \cdot 10^{-3} \text{ н} \cdot \text{сек/м}^2} \cdot 0,017 \approx 330 \text{ а}$$

Учитывая возможную погрешность оценки, следует выбрать рабочий ток $I = (0,8 \div 0,85) I \approx (260 \div 280) \text{ А}$. Точнее можно определить вероятную погрешность в оценке допустимого тока с помощью рис. 7 второй части работы и рис. 4 третьей части.

Отметим очень сильную зависимость допустимого тока от высоты зазора. Примем, что в рассмотренном примере зазор может периодически уменьшаться до значения $h = 0,08$ мм, т. е. всего лишь на 20%; тогда оценка допустимого тока уменьшается почти вдвое: $I \approx 170 \text{ А}$. Если учесть, что при уменьшении зазора сильно увеличивается его гидродинамическое сопротивление, следовательно, в обычных условиях уменьшается и

перепад (градиент) давления электролита в ВПС, то оценка допустимого тока уменьшится еще сильнее.

Кратко рассмотрим особенности оценки допустимого тока при импульсной РЭХО.

Если длительность импульсов тока намного превышает длительность электрических и электрохимических переходных процессов на катоде, то в течение большей части импульса $\delta_C = const$ и методика оценки допустимого тока остается такой же, как и при обработке непрерывным током. В противном случае концентрация водорода $C_{ГК}$ и толщина слоя смеси в ВПС измеряются в течение всего импульса тока или заметной его части и тогда правильнее оценивать не допустимый ток, а допустимую длительность импульса тока, рассматривая ток, как параметр, т. е. оценивать влияние параметров обработки, в т. ч. и тока $i(t)$ как функцию $\delta_C(t)$. Такую оценку следует выполнять методами математического моделирования на АВМ или ЦВМ, причем математическая модель должна включать в себя эквивалентную (структурную) схему электрохимической реакции выделения водорода на катоде и статистическую оценку массового расхода водорода (22).

В заключении отметим, что полученные в данной работе оценки объемного и массового расхода водорода при непрерывной и импульсной РЭХО, а также оценка допустимого непрерывного тока нуждаются в экспериментальном уточнении, поэтому их следует рассматривать, как первое приближение к решению проблемы РЭХО с контролируемым «пузырьковым клином» в зазоре.

Выводы

Получены статистические оценки средних значений массового расхода водорода для РЭХО непрерывным и импульсным током, а также оценка среднего значения допустимого непрерывного тока в электрохимической ячейке. Эти оценки универсальны (независимы от геометрии межэлектродного зазора и параметров обработки) в тех пределах, которые указаны в работе.

Математическая форма оценок облегчает их использование в инженерной практике. Так, оценка допустимого непрерывного тока зависит от 11 переменных и параметров, но позволяет легко рассчитать допустимый ток с помощью полученных в работе графиков и элементарных вычислений.

Средние квадратичные отклонения оценок относительно велики, благодаря осторожному использованию метода «правдоподобных рассуждений». Для уточнения оценок следует проверить их экспериментально.

Литература: 1. РЭХО. Оценка жидкостно-газовой смеси в межэлектродном зазоре. 2009. 2. Яворский Б.М., Детлаф А.А. Справочник по физике для инженеров и студентов вузов. М., ГИФМЛ, 1993. 3. Чудновский А. Ф. Теплообмен в дисперсных средах. М., ГИТТЛ, 1994. 4. Лыков А.В. Теория теплопроводности. М., «Высшая школа», 1997. 5. Шорин С.С. Теплопередача. М., «Высшая школа», 2004. 6. Кутателадзе С.С., Боришанский В.М. Справочник по теплопередаче. М.-Л., ГЭИ, 1999. 7. Чиркин В.С. Теплофизические свойства материалов. М., ГИФМЛ, 1999. 8. Данилова Г.Н. и др. Сборник задач и расчетов по теплопередаче. М., ГИТТЛ, 2001. 9. Корчагин Г.Н., Мингазетдинов И.Х., Петров В.А. Временное запаздывание при электрохимической обработке. – В кн.: Технологические вопросы электрохимической обработки материалов. Под редакцией В.П.Смоленцева. Казань, 1992. 10. Блощин Ю.Н., Корчагин Г.Н. Моделирование процесса электрохимической обработки длинномерных деталей. – В кн.: Технологические вопросы электрохимической обработки материалов. Под редакцией В.П.Смоленцева. Казань, 1992. 11. Корчагин Г.Н., Мингазетдинов И.Х., Петров В.А. Исследование динамики роста пузырьков в межэлектродном пространстве при электрохимической обработке. – В кн.: Новое в электрохимической размерной обработке металлов. Под ред. Ю.Н.Петрова. Кишинев, «Штиинца», 1992. 12. Ламб Г. Гидродинамика, пер. с англ. ОГИЗ – Гостехиздат, 1947. 13. Коул Р. Подводные взрывы, пер. с англ. М., ИЛ, 1950. 14. Си Дин-ю. Некоторые

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.

аналитические аспекты динамики пузырьков –Труды американского общества инженеров-механиков (русский перевод) том 87,серия Д, №4,1965. 15. Романенко А.Ф., Сергеев Г.А. Вопросы прикладного анализа случайных процессов. М., «Советское радио», 1998. 16. Цветков Э.И. Нестационарные случайные процессы и их анализ. М., «Энергия», 1993. 17. Котюк А.Ф., Ольшевский В.В., Цветков Э.И. Методы и аппаратура для анализа характеристики случайных процессов. М. «Энергия», 2001.

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

РОЗМІРНА ЕЛЕКТРОХІМІЧНА ОБРОБКА (РЕХО). ПЕРЕХІДНІ ПРОЦЕСИ,
МАСОВА ВИТРАТА ВОДНЮ, ЕЛЕКТРИЧНИЙ СТРУМ В ЕЛЕКТРОХІМІЧНОМУ ВІЧКУ
Пономарев Л. Д.

У завершальній третій частині роботи досліджена динаміка бульбашок, їх нестационарна теплопровідність і отримані статистичні оцінки середніх значень масової витрати водню при розмірній електрохімічній обробці безперервним і імпульсним струмом, а також оцінка величини допустимого струму для тих же видів обробки. Всі оцінки представлені у формі тієї, що полегшує їх використання. Розглянуті джерела погрешностей отриманих оцінок.

РАЗМЕРНАЯ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА (РЭХО). ПЕРЕХОДНЫЕ
ПРОЦЕССЫ, МАССОВЫЙ РАСХОД ВОДОРОДА, ЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ ТОК В
ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЙ ЯЧЕЙКЕ

Пономарев Л. Д.

В заключительной третьей части работы исследована динамика пузырьков, их нестационарная теплопроводность и получены статистические оценки средних значений массового расхода водорода при размерной электрохимической обработке непрерывным и импульсным током, а также оценка величины допустимого тока для тех же видов обработки. Все оценки представлены в форме облегчающей их использование. Рассмотрены источники погрешностей полученных оценок.

SIZE ELECTROCHEMICAL TREATMENT (REKHO). TRANSIENTS, MASS
EXPENSE OF HYDROGEN, ELECTRIC CURRENT IN ELECTROCHEMICAL CELL
Ponomarev of L. D.

In a final third part of work dynamics of vials, their non-stationary heat conductivity is investigated and statistical estimations of average values of the mass expense of hydrogen are received at change electrochemical processing by a continuous and impulsive current, and also an estimation of size of an admissible current for the same kinds of processing. All estimations are presented in the form of facilitating their uses. Sources of errors of the received estimations are considered.

Ключевые слова: Водород, динамика, теплопроводность, электрохимическая обработка, импульсный ток, погрешность.

Ключові слова: Водень, динаміка, теплопровідність, електрохімічна обробка, імпульсний струм, погрешність.

Key words: Hydrogen, dynamics, heat conductivity, electrochemical treatment, impulsive current, error.

ЗМІСТ

РОЗДІЛ 1

Процеси та інструменти механообробки

- Грабченко А. И., Доброскок В. Л., Пыжов И. Н., Федорович В. А.** Особенности использования микропорошков алмаза в кругах на металлических связках 3
- Манохин А. С., Клименко С. А., Мельничук Ю. А.** Температура резания при высокопроизводительном чистовом точении деталей из закаленных сталей 12
- Матюха П. Г., Габітов В. В., Благодарний А. О.** Визначення сили навантаження шліфувальної головки при внутрішньому шліфуванні за пружною схемою 20
- Мироненко Е.В., Ковалёв Д.Г.** Исследование динамических характеристик модульных резцов при точении на тяжелых токарно-карусельных станках 30
- Гаков С. О.** Дослідження причин відмов різального інструменту при ремонтному обточуванні колісних пар залізничного транспорту 34
- Полупан И. И.** Повышение виброустойчивости сборных резцов при черновой обработке колесных пар 41

РОЗДІЛ 2

Якість та надійність металорізального обладнання

- Струтинський В. Б., Гуржій А. М., Юрчишин О. Я.** Визначення силових факторів у гідродинамічно розвантажній мастилопідводній втулці обертового гідропривода затиску токарного верстата 46
- Тимофеев Ю. В., Пермьяков А. А., Захаров М. Н.** Проблемы реинжиниринга специального металлорежущего оборудования 53
- Мельник М. С., Клочко А. А.** Синтез кинематики универсального зубообрабатывающего станка с ЧПУ 63

РОЗДІЛ 3

Технологія машинобудування

- Тимофеев Ю. В., Клочко А. А., Шановалов В. Ф.** Технологические особенности формообразования зубчатых колес двухзаходными твердосплавными червячными фрезами 69
- Татьянченко А. Г.** Влияние термоупругих деформаций тонкостенных деталей на точность обработки отверстий 78
- Басова Е. В., Добротворский С. С.** Анализ шероховатости как одного из основных параметров качества поверхностного слоя при высокоскоростном фрезеровании сложнопрофильных поверхностей 83
- Мартынов А. П., Филипович О. В., Кноблех В. П., Михайлов Ю. Д.** Собираемость прецизионных соединений по принципу групповой взаимозаменяемости на основе управления процессом изготовления 90

<i>Татьянченко А. Г., Брижан Т. М.</i> Особенности развития термоупругих деформаций детали при чистовой обработке отверстий	97
<i>Гевко Б. М., Дячун А. Є., Скиба О. П., Ляшук О. Л., Пік А. І.</i> Теоретичне обґрунтування взаємодії гвинтових затискних елементів із заготовкою	102
<i>Єрошенко А. М.</i> Акредитація вимірювальних і калібрувальних лабораторій в умовах машинобудівного підприємства	107
<i>Лобанов Д. В., Янюшкин А. С., Рычков Д. А.</i> Технологическая подготовка инструментального обеспечения при обработке композиционных материалов сборным фрезерным инструментом	112
<i>Попов В. Ю., Янюшкин А. С., Петров Н. П.</i> Анализ поверхности изделий из инструментальных сталей после комбинированной электроалмазной обработки	119
<i>Ковалевский С. В., Полийчук Л. В.</i> Исследование возможностей формирования рабочих поверхностей изделий повышенной твердости с помощью поверхностно-активных веществ	125
<i>Колот Л. П., Борисенко Ю. Б., Онищук С. Г., Стародубцев И. Н.</i> Разработка устройства для обеспечения качества закрепления деталей при механообработке	131
<i>Сауникін В. Т., Онищук С. Г.</i> Погрішності обробки при використанні засобів активного контролю	136

РОЗДІЛ 4

Моделювання та оптимізація елементів технологічних систем

<i>Рогов В.А., Соловьев В.В., Курпянова О.П., Белов П. С.</i> Исследование компьютерных моделей расточных токарных резцов с комбинированными державками	140
<i>Шишкин А.В., Сердюк А.А., Гузенко В. С.</i> Нейро-нечеткая система прогнозирования динамики процесса резания	147
<i>Калиниченко В. В.</i> Модель совместного влияния режимов упрочняющей обработки и резания на интенсивность изнашивания упрочненного режущего инструмента	153
<i>Цыганаш В. Е.</i> Анализ факторов, определяющих стабильность и устойчивость системы управления мощным энергопотребителем	160
<i>Лукавенко В. П., Ковальчук Д. П.</i> Использование компьютерных технологий в лабораторном практикуме по ТММ	165
<i>Пономарев Л. Д.</i> Размерная электрохимическая обработка (РЭХО). Переходные процессы, массовый расход водорода, электрический ток в электрохимической ячейке	170

ДЛЯ ПОДАТОК

ДЛЯ ПОДАТОК

ДЛЯ ПОТАТОК

Наукове видання

НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць
Випуск №27

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1-05/7
Рішення вченою ради ДДМА,
протокол №4 от 30.12.2010

Підп. до друку 24.05.2011
Ум. друк. арк. 11,75.
Тираж 100 прим.

Формат 60×84^{1/16}.
Обл.-вид. арк. 8,54.
Зам. № 50

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