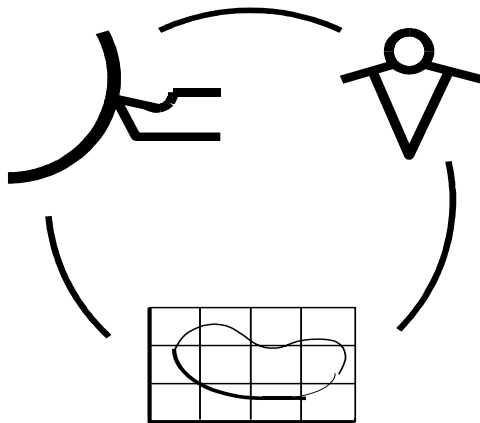


Міністерство освіти та науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць



КРАМАТОРСЬК 2000

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

Рекомендовано до видання Вченою радою
Донбаської державної машинобудівної академії

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. Вип. 10 / Голова редакційної ради Г.Л.Хает. - Краматорськ: ДДМА, 2000 - 192с.

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. Вып.10 / Пред. редсовета Г.Л.Хает. — Краматорск: ДГМА, 2000 - 192с.

Розглянуті процеси різання матеріалів: формування та дроблення стружки, динаміки різання, теплові явища і стійкість інструменту. Представлені розрахунки інструменту на міцність, нові конструкції, зносостійкі покриття, а також системи експлуатації інструменту. Описані нові методи обробки, питання проектування технологічних процесів, методи адаптивного керування.

Згідно традиційній направленості збірника приведені методи і результати випробування інструменту на надійність, розглянуті питання оптимізації технологічних систем та їх елементів.

В кожному розділі збірника приділяється увага математичним моделям, розробці та використанню як відомих, так і нових пакетів програм.

Збірник видається з 1972 року.

Редакційна колегія: голова, докт.техн.наук Г.Л.Хает, відповідальний секретар канд.техн.наук В.С.Гузенко, докт.техн.наук А.С.Верещака, докт.техн.наук Г.Г.Габузов, канд. економ.наук А.Л.Ськов, докт. техн. наук Н.И.Зинов'єв, докт. техн. наук Зори А.А., докт. техн. наук С.В.Ковалевський, докт. техн. наук В.А.Кудінов, докт. техн. наук П.Г.Матюха, докт. техн. наук Мельниченко А.А., докт. техн. наук А.Н.Михайлов, докт. техн. наук Н.С.Равская, докт. техн. наук Рогов В.А., докт. техн. наук О.А.Розенберг, докт. техн. наук А.Ф.Тарасов.

Адреса редакційної колегії: 84313, УКРАЇНА, м. Краматорськ, вул. Шкадінова 72,
Донбаська державна машинобудівна академія, науково-технічний центр "Інструмент"
тел.(0626) 41-76-36, 41-77-23

ISBN 966-95591-8-9

2000

Раздел 1

Надежность элементов технологической системы

УДК 621.9.02

Г.Л.Хаєт, Г.П.Клименко

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ РАЦИОНАЛЬНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ
ТВЕРДОСПЛАВНОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

The various contribution of scientists to questions of research of tool operation is described. The increasing of efficiency of cutting tools using is the purpose of its research. The evaluation of exploitation process quality are carried out by expert method or on basis of the bank of statistical indexes prefabricated cutting tools. That gave possibility to find out the ways for improving of cutting tools exploitation and to decrease its use up.

Рассмотрению отдельных аспектов эксплуатации твердосплавного инструмента посвящены исследования [1]. Однако, разработка системы эксплуатации режущего инструмента в Отраслевой лаборатории Минстанкопрома (ОНИЛ) была начата совместно с ГСПКТБ «Оргприминструмент» [2,3] при решении проблемы количественной оценки технико-экономического уровня использования режущего инструмента.

Исследованиями отдельных вопросов рациональной эксплуатации инструмента сотрудниками ОНИЛ занимались в течении многих лет. Под руководством Хаєта Г.Л. был сформирован информационный банк статистических данных, включающий более 3000 случаев обработки твердосплавными инструментами. Структура банка приведена на рис. 1. Сбор статистических данных для информационного банка, осуществлялся почти всеми сотрудниками ОНИЛ. Различным аспектам выбора конструкции режущего инструмента посвящены исследования Гузенко В.С., Мироненко Е.В., Коваленко Г.А., Черномаза В.Н., Гаха В.М., Васильченко Я.В. Совершенствованием методик оценки качества инструмента в разные периоды времени занимались Ивченко Т.Г., Казакова Т.В. Аносов В.Л., Васильева Л.В. Вопросами оптимизации режимов резания, кроме авторов статьи, занимались Коткина М.Г., Сидоренко Е.И., Мироненко Е.В., Подгора Е.А., Васильченко Я.В., Васильева Л.В. и др. Надежность различных режущих инструмента исследовалась, кроме авторов статьи, Коткиной М.Г., Ивченко Т.Г., Мироненко Е.В., Казаковой Т.В. и др.

Исследования условий обработки деталей на тяжелых токарных станках [4,5,6] показывают, что значительная доля отказов тяжелонагруженного инструмента (до 75%) приходится на выкрашивание и поломки. Период стойкости инструмента носит случайный характер и подвержен значительному рассеиванию (коэффициент вариации периода стойкости доходит до 1.2). В этих условиях общеизвестные стойкостные зависимости, связывающие период стойкости с элементами режимов резания, нуждаются в уточнении. Причем, в случае привалирующего изнашивания режущей пластины

наиболее значимым фактором, влияющим на период стойкости, является скорость резания. Разрушение же пластины твердого сплава, как показано в работе [1], в основном зависит от подачи. При эксплуатации инструмента, рост подачи снижает период стойкости тех инструмента, которые заменяют в связи с их разрушением, а также

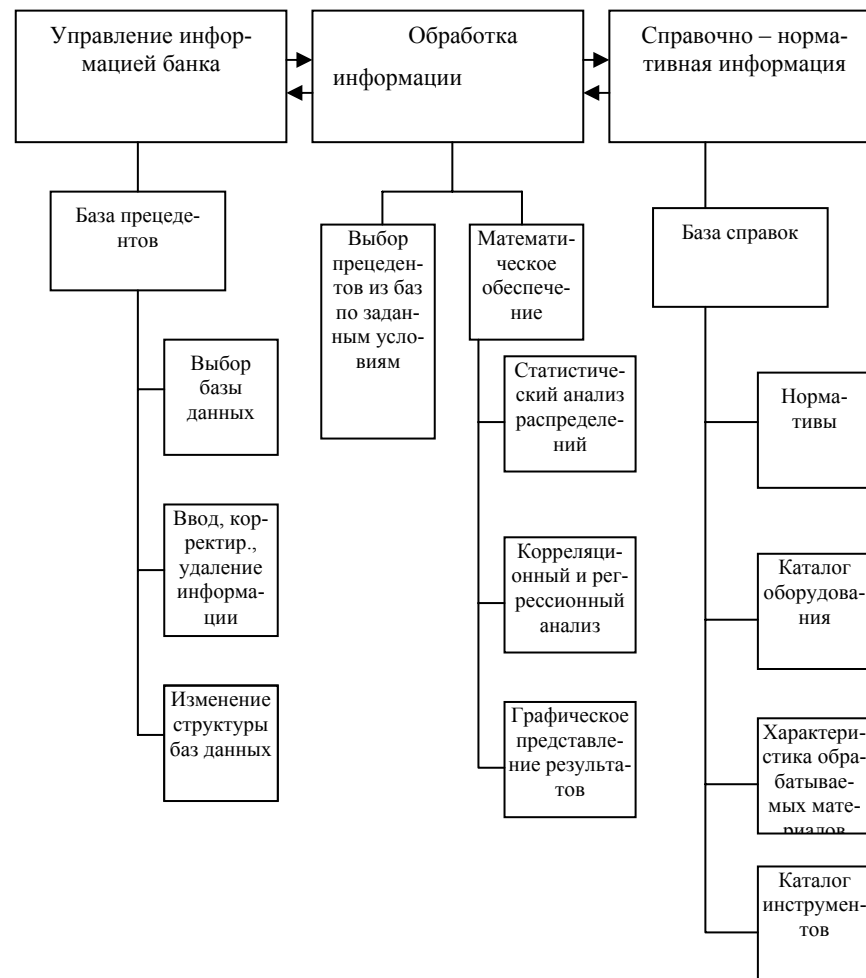


Рисунок 1 - Структура информационного банка данных обработки на тяжелых станках

увеличивают долю разрушений в общем числе отказов.

Период стойкости инструмента, а также число периодов его стойкости связаны с подачами степенными зависимостями, показатели степени которых колеблются в широком диапазоне и характеризуют степень влияния подачи на период стойкости инструмента и период его разрушения.

При разработке системы математических моделей для определения рациональных параметров эксплуатации инструмента на тяжелых станках особое значение имеет определение периода стойкости инструмента с учетом вероятности его разрушения. Для станков средних размеров установлено, что подача S , соответствующая периоду стойкости K , равна: $S_k = C_k K^{-m_k}$, где $m_k = 0.3-1$; чаще для $K=3-5$ $m_k = 0.45-0.70$.

Для установления причин колебаний значения показателя степени m_k проведен производственный эксперимент, во время которого рассматривался не только вид отказа (износ и разрушение), но и его причина (объем выборки равен 42). Таким образом, удалось разделить отказы, зависящие от подачи, и "чисто случайные отказы", к которым отнесены отказы инструментов, имеющие дефекты изготовления, поломки инструментов при случайной установке подачи значительно больше рекомендуемой, при случайной остановке станка, ошибочном включении быстрого перемещения суппорта и т.д.

С увеличением доли чисто случайных отказов q_c влияние подачи на общую вероятность отказов в связи с разрушением инструмента и через нее - на число периодов стойкости резцов K уменьшается, что приводит к увеличению m_k (рис.2):

$m_k = m_{k0} + a q_c$, где m_k - показатель относительного числа периодов стойкости для всех видов отказов инструментов, m_{k0} - показатель относительного числа периодов стойкости резцов, имеющих отказы, зависящие от подачи; $a = (m_k - m_{k0}) / q_c$ - коэффициент, отражающий интенсивность влияния на m_k "чисто случайных" отказов.

При работе на тяжелых станках, как показывают статистические наблюдения, влияние "чисто случайных" отказов на вероятность разрушения уменьшается с увеличением типоразмера станка D_c (максимального диаметра обрабатываемой детали над станиной). Это объясняется тем, что с увеличением размера станка, как правило, растет квалификация рабочих, а также их ответственность за правильность переключений различных механизмов станка в связи с большой стоимостью деталей, станков и инструментов. Об этом же свидетельствует и тот факт, что фактический период стойкости с увеличением D_c существенно больше (до 100 мин), чем его экономическое значение. Исследования фактических режимов резания, применяемых на тяжелых токарных станках, показывают, что для станков с $D_c \geq 1250$ мм вероятность остановки станка в связи с его перегрузкой практически равна нулю. Поэтому с увеличением D_c вероятность "чисто случайных" отказов снижается до величины равной 0,1-0,15. Причем, большая ее величина имеет место при черновых операциях. Внутри группы тяжелых станков (рис.3) величина m_k определяется:

$$m_k = m_{k0} - b D_c,$$

где b - коэффициент, отражающий степень влияния D_c на m_k (объем выборки равен 74).

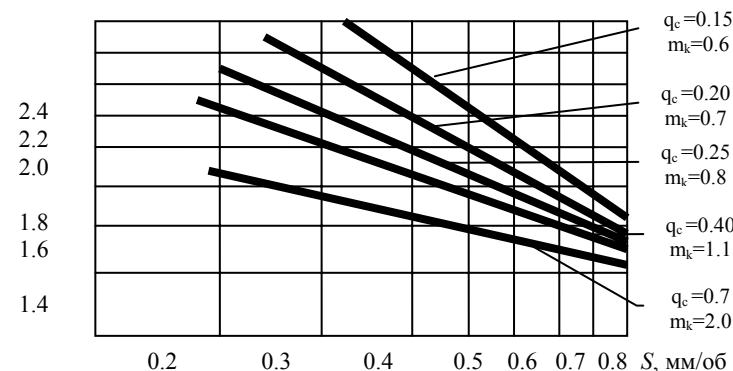


Рисунок 2 - Влияние подачи на число периодов стойкости при черновом точении резцами из сплава Т5К10 (сталь ШХ15СГ, $t=4$ мм, $V=74$ м/мин с охлаждением)

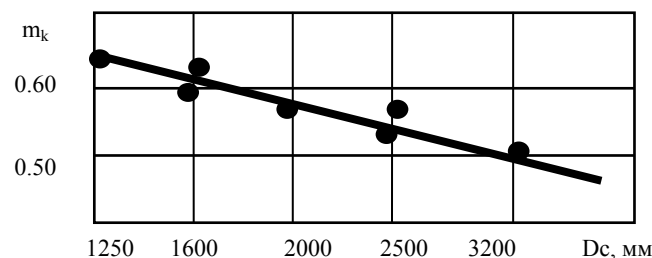


Рисунок 3 - Зависимость коэффициента относительного числа периодов стойкости m_k от типоразмера токарного станка D_c

Используя связь подачи с числом периодов стойкости, а следовательно, и с вероятностью разрушения инструмента [11], применительно к тяжелым станкам, вероятность разрушения режущей пластины определяется:

$$q_p = c q \left(\frac{S \sigma_b t^x}{D_c^z} \right)^{\frac{1}{m_{k0} - b D_c}},$$

где c_q - постоянная, зависящая от условий обработки; σ_b - предел прочности обрабатываемого материала; t - глубина резания.

Полученное выражение используется для определения поправочного коэффициента на период стойкости инструмента, работающего на тяжелом токарном станке χ , учитывающего вероятность его разрушения:

$$\chi = 1 - q_p + 0.24 q_p^{0.44}.$$

Учет рассеивания периода стойкости при работе на тяжелых токарных станках

производится введением поправочного коэффициента η , учитывающего уровень надежности инструмента. Экспериментальные испытания распределения периода стойкости 3-х партий резцов (211 штук) сечением 75x75 в условиях ЗАО НКМЗ показали, что для совокупности резцов, отказавших в связи с изнашиванием, коэффициент вариации V_T равен 0,55-0,75, а для резцов, отказавших в результате разрушения $V_T = 0.76-1.15$. Установлена линейная зависимость между коэффициентами вариации и поправок:

$$V_T = \mu + 0.8S,$$

где μ - постоянная, зависящая от условий производства.

Для наиболее универсального закона распределения периода стойкости Вейбулла-Гнеденко связь коэффициента вариации с параметрами законами распределения стойкости выражается зависимостью:

$$V_T = \frac{\sqrt{\sigma(1 + 2/b) - k_b^2}}{k_b},$$

где $k_b = \left(1 + \frac{1}{b}\right)$,

При этом период гамма - процентной стойкости инструмента (период стойкости, соответствующий уровню надежности γ) определяется:

$$T_\gamma = a \left(-\ln \frac{\gamma}{100} \right)^{1/b},$$

где G - гамма - функция; a и b - параметры закона распределения.

Если выразить T_γ через средний период стойкости T , получим:

$$T_\gamma = \frac{T}{k_0} \left(-\ln \frac{\gamma}{100} \right)^{1/b} = T\eta,$$

где, k_0 - коэффициент, зависящий от степени рассеивания стойкости;

$\eta = \left(-\ln \frac{\gamma}{100} \right)^{1/b} / k_0$ - поправочный коэффициент на период стойкости, учитывающий ее рассеивание. Установлено, что с точки зрения экономических критериев целесообразный гамма-процент для тяжелых станков находится в диапазоне 0.7-0.85

Таким образом, период стойкости инструмента для тяжелых станков, определенный в соответствии с общеизвестными стойкостными зависимостями (например Тейлора), корректируется с помощью поправочных коэффициентов, учитывающих вероятность разрушения и требуемый уровень надежности инструмента. Предложенный подход был использован при определении рациональных параметров эксплуатации инструментов и норм расхода инструмента при обработке на тяжелых станках. Исследование стратегий замены режущего инструмента [8] показали, что для тяжелых станков целесообразно замену инструмента производить через гамма-процентный период стойкости при максимальном коэффициенте готовности технологической системы. Разработана система целевых функций и ограничений для определения режимов резания и расхода инструмента с учетом вероятности его разрушения и рационального

уровня надежности инструмента, психофизической нагрузки на рабочего.

Проведенные исследования условий и особенностей обработки на тяжелых станках, оптимизация режимов резания с учетом исследования новых ограничений, накладываемых технологической системой, позволили сформулировать новые принципы построения нормативов, определить их состав и форму [12].

В нормативы включены рекомендации по выбору конструкции инструмента, дифференцированный выбор подач, расчет расхода инструмента, учет надежности и эргономических ограничений, а также ограничений на тяжелых станках, связанных с массой детали. Для определения управляющих параметров в соответствии с разработанной методикой оценки качества эксплуатации инструмента разрабатывается система принятия решений, предусматривающая использование наряду с нормативами резания, прецедентов банка информации и показателей уровня эксплуатации инструмента (обратная связь) для многокритериальной оценки качества процесса эксплуатации.

Литература

1. Хае Г.Л. Прочность режущего инструмента. - М: Машиностроение, 1975. - 168с.
2. Локтев А.Д. Создание единой системы рациональной эксплуатации режущего инструмента/ Создание единой системы рациональной эксплуатации режущего инструмента. Пенза. Изво Саратовского университета, 1980. - 152 с.
3. Локтев А.Д. Эффективность работ по улучшению использования режущего инструмента. - Станки и инструмент, 1988, № 2, С.6-7.
4. Хае Г.Л., Левин В.И. Повышение качества инструмента и эффективности обработки деталей на тяжелых станках. Обзор. М.:НИИмаш, 1982. - С.48.
5. Клименко Г.П. Эксплуатация инструмента на тяжелых токарных станках. - Станки и инструмент, 1988, № 2, С.20-25.
6. Клименко Г.П. Анализ условий обработки деталей на тяжелых станках на основе информационного банка данных / Резание и инструмент в технологических системах. Международный научно-технический сборник. Вып.51.- Харьков, ХГПУ, 1997, С.122-127.
7. Васильченко Я.В., Черномаз В.Н., Бессонова М.А. Использование кластерного анализа для классификации и проектирования сменных многогранных пластин для заданных областей функционирования // Надежность режущего инструмента и технологических систем. - Краматорск, 1997, с.7-12.
8. Клименко Г.П. Обеспечение надежности технологической системы оптимальными стратегиями замены инструмента// Надежность режущего инструмента и технологических систем. - Краматорск, 1997, с.18-23.
9. Клименко Г.П. Определение периода стойкости инструмента для тяжелых токарных станков // Резание и инструмент в технологических системах.-Харьков: ХГПУ.- 1999.- Вып.53.- С.75-79.
10. Клименко Г.П., Коваленко Г.А. Особенности эксплуатации инструмента на тяжелых карусельных станках// Пути повышения эффективности использования режущих инструментов.- Москва, 1991, с. 21-23.
11. Клименко Г.П.Повышение эффективности эксплуатации режущего инструмента на тяжелых станках/ Прогресивна техніка і технологія машинобудування, приладобудування і зварювального виробництва. - Киев: НТУУ «КПІ». Т.1- 1998. - С. 417-422.
12. Клименко Г.П. Создание общемашиностроительных нормативов режимов резания / Надежность режущего инструмента и технологических систем. - Краматорск, 1999.

Рецензент: д.т.н., проф. Ковалевский С.В. (ДГМА)

УДК 621.9: 658.5

Т.Г.Ивченко

Донецкий государственный технический университет, Донецк, Украина

ОЦЕНКА ВЕРОЯТНОСТИ РАЗРУШЕНИЯ ИНСТРУМЕНТА В ЗАВИСИМОСТИ ОТ УСЛОВИЙ ЕГО ЭКСПЛУАТАЦИИ

The increasing of the cutting tools effective exploitation is made by prognostic of the reliability level taking into account operating properties - strength and loading.

Исследование отказов режущего инструмента является одной из важнейших задач теории его надежности. Наиболее неблагоприятным видом отказа является разрушение инструмента, приводящее к внеплановым простоям оборудования и повышенному расходу инструментального материала. В связи с этим весьма актуальна задача оценки вероятности разрушения инструмента в зависимости от условий эксплуатации.

Исходными данными для расчета вероятности разрушения являются прочность инструмента и действующая на него нагрузка, рассматриваемые как случайные величины с известными законами распределения. В настоящей работе рассматривается закон Вейбулла распределения прочности и нагрузки, который в наибольшей степени соответствует фактическому распределению этих величин в связи со значительным их рассеиванием в реальных производственных условиях.

Уровень нагрузки на инструмент характеризуется действующей в заданных условиях силой резания P_z , определяемой по общепринятым зависимостям; уровень прочности – силой $P_{ин}$, достаточной для разрушения инструмента в данный момент времени. Оценка прочности инструмента осуществляется на основании определяемой экспериментально разрушающей подачи s_p , которая позволяет определить силу, обеспечивающую разрушение режущего лезвия [1].

Вероятность разрушения режущего лезвия может определяться как вероятность того, что прочность остается меньше нагрузки для всех возможных значений нагрузки, либо как вероятность того, что нагрузка превышает прочность для всех значений прочности [2]:

$$q = \int_{-\infty}^{\infty} F_{P_{ин}}(p) f_{P_z}(p) dp = \int_{-\infty}^{\infty} [1 - F_{P_z}(p)] f_{P_{ин}}(p) dp, \quad (1)$$

где $F_{P_{ин}}(p)$, $f_{P_{ин}}(p)$ - интегральная и дифференциальная функции распределения прочности инструмента; $F_{P_z}(p)$, $f_{P_z}(p)$ - функции распределения нагрузки.

Для закона Вейбулла интегральная и дифференциальная функции распределения случайной величины P имеют вид:

$$F(p) = 1 - e^{-(p/a)^b}, \quad f(p) = b/a(p/a)^{b-1} e^{-(p/a)^b}, \quad (2)$$

где a , b - параметры закона распределения - соответственно, параметры масштаба и формы.

Математическое ожидание и коэффициент вариации определяются следующим образом:

$$M[P] = \int_{-\infty}^{+\infty} pf(p)dp = a\Gamma(1+1/b), \quad V = \sqrt{\Gamma(1+2/b) - \Gamma^2(1+1/b)} / \Gamma(1+1/b) \quad (3)$$

где $\Gamma(1+1/b)$ - гамма-функция.

На основании (1), (2) и (3) получено следующее выражение для определения вероятности разрушения режущего лезвия:

$$q = \int_0^{\infty} \exp\left[-\left(a\eta y^{(1/b_n)}\right)^{b_n} - y\right] dy, \quad (4)$$

где $a = \Gamma(1+1/b_n) / \Gamma(1+1/b_n)$, b_n , b_n - параметры закона Вейбулла соответственно для прочности и нагрузки, $\eta = P_{ин}/P_z$ - коэффициент безопасности, равный отношению показателей прочности и нагрузки

Представленная зависимость справедлива при однократном прочностии и нагрузке приложения нагрузки, а также, когда прочность и нагрузка не изменяются во времени, что соответствует начальному периоду работы инструмента.

Экспериментально доказано, что с течением времени прочность инструмента снижается вследствие накопления повреждений, а нагрузка повышается вследствие износа [3]. В этом случае прочность и нагрузка могут быть представлены как фиксированные случайные величины с известными законами распределения в начальный момент времени и заданными законами изменения их математических ожиданий во времени. Для линейного изменения прочности и нагрузки во времени справедливо следующее выражение вероятности разрушения инструмента:

$$q = \int_0^{\infty} \exp\left\{-\left[a(\eta - c\tau)y^{(1/b_n)}\right]^{b_n} - y\right\} dy, \quad (5)$$

где c - коэффициент, характеризующий общую суммарную скорость изменения прочности и нагрузки в отношении к действующей нагрузке: $c = (a+b)/P_z$; a , b - соответственно скорости изменения нагрузки и прочности в линейных уравнениях: $P_z(\tau) = P_z - a\tau$; $P_{ин}(\tau) = P_{ин} - a\tau$.

Влияние коэффициента безопасности η на вероятность разрушения инструмента q при различных значениях параметров b_n , b_n и соответствующих коэффициентов вариации V_n , V_n в начальный момент времени (при $\tau = 0$) представлено на рис.1а. Изменение вероятности разрушения q во времени при различных значениях c и значении коэффициента безопасности $\eta = 4$ представлено на рис.1б.

Зависимость вероятности разрушения инструмента q от коэффициента безопасности η (рис.1 а) представлена для экспоненциального закона распределения прочности и нагрузки - кривая 1, закона Вейбулла - кривая 2 ($b_n=3$, $V_n=0,366$, $b_n=2$, $V_n=0,523$) и кривая 3 ($b_n=2$, $V_n=0,523$, $b_n=3$, $V_n=0,366$), а также нормального закона - кривая 4. Зависимость вероятности разрушения инструмента q от времени работы τ (рис.1 б) представлена для $c=0,1$ - кривая 1, $c=0,07$ - кривая 2 $c=0,05$ - кривая 3.

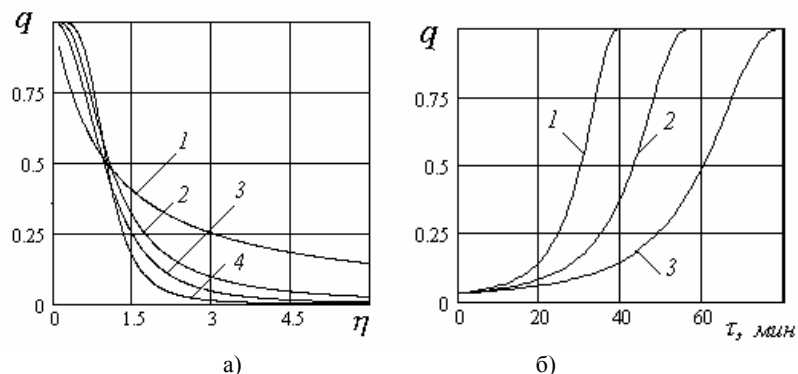


Рисунок 1. Зависимость вероятности разрушения инструмента q от коэффициента безопасности η - а) и времени работы τ - б)

Особенностью предлагаемой методики является то, что изменение коэффициента безопасности может быть оценено расчетным или экспертным путем на стадии проектирования, а также путем ускоренных испытаний на стадии изготовления инструмента, что значительно сокращает затраты времени и средств на организацию эксплуатационных испытаний.

Влияние значений параметров b_n, b_n на вероятность разрушения инструмента q при коэффициенте безопасности $\eta=4$ представлено на рис.2. Графики зависимости вероятности разрушения инструмента q от значений параметров закона распределения b_n, b_n представлены в виде линий уровня (а) двухпараметрической зависимости (б), цифрами на линиях уровня обозначены значения q .

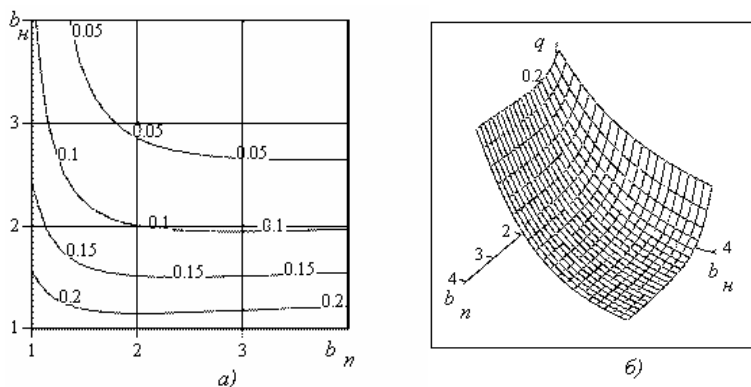


Рисунок 2. Зависимость вероятности разрушения инструмента q от значений параметров закона распределения b_n, b_n

При эксплуатации инструмента, когда прочность его определена, повышение коэффициента безопасности с целью снижения вероятности разрушения инструмента

может быть достигнуто за счет снижения действующей нагрузки. В связи с этим, при решении задачи выбора рациональных условий эксплуатации необходимо учитывать влияние режимов резания на вероятность разрушения инструмента. Анализ влияния режимов обработки на вероятность разрушения инструмента целесообразно вести на основании относительных показателей, характеризующих изменение скорости резания, подачи и глубины относительно некоторых значений, принятых за базу. Коэффициент безопасности может быть выражен:

$$\eta = \frac{P_{ин}}{P_z} = \frac{P_{ин}}{P_z} \frac{P_{z\delta}}{P_{z\delta}} = \eta_{\delta} \frac{C_p t_{\delta}^x s_{\delta}^y v_{\delta}^n K}{C_p t^x s^y v^n K} = \eta_{\delta} \left/ \left(\frac{t}{t_{\delta}} \right)^x \left(\frac{s}{s_{\delta}} \right)^y \left(\frac{v}{v_{\delta}} \right)^n \right., \quad (6)$$

где $P_{z\delta}$ - нагрузка на инструмент, принятая за базу, $t_{\delta}, s_{\delta}, v_{\delta}$ - базовые режимы резания; η_{δ} - базовый коэффициент безопасности; t, s, v - оцениваемые режимы резания; C_p, K, x, y, n - постоянные коэффициенты.

Обозначим относительные показатели, характеризующие изменение скорости резания, подачи и глубины соответственно:

$$v_o = v/v_{\delta}, s_o = s/s_{\delta}, t_o = t/t_{\delta}.$$

В таком случае вероятность разрушения равна:

$$q = \int_0^{\infty} \exp \left\{ - \left[\left(a \eta_{\delta} / t_o s_o^{0,75} v_o^{-0,15} \right) y^{(1/b_n)} \right]^{b_n} - y \right\} dy, \quad (7)$$

Графики зависимости вероятности разрушения инструмента q от режимов резания, выраженных относительными показателями x_i , равными соответственно $v_o = v/v_{\delta}, s_o = s/s_{\delta}, t_o = t/t_{\delta}$, при значении коэффициента вариации $V=0,5$ и значении коэффициента безопасности $\eta=4$ представлены на рис.3.

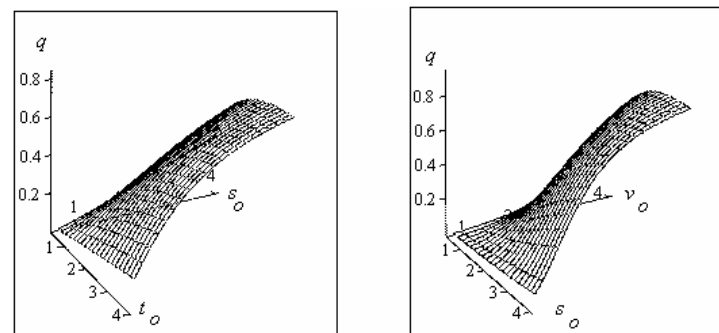


Рисунок 3. Зависимости вероятности разрушения инструмента q от режимов резания, выраженных относительными показателями x_i

Полученные зависимости позволяют количественно оценивать влияние режимов обработки на вероятность разрушения инструмента. Результаты исследования и оценки вероятности разрушения по заданным режимам резания при эксплуатации инструмента представлены в табл. 1. Прочность инструмента $P_{ин}$ оценивалась по результатам форсированных испытаний при скорости резания $v = 20$ м/мин, разрушающей подаче $s_p = 1,51$ мм/об, глубине резания $t = 6$ мм

Таблица 1. Оценка вероятности разрушения инструмента

Обрабатываемый материал, твердость	Режимы резания			Число испытаний N	Вероятность разрушения, q		Ошибка $\varepsilon, \%$
	Скорость $V, \text{ м/мин}$	Подача $S, \text{ мм/об}$	Глубина $t, \text{ мм}$		эксперимент.	расчетная q_p	
Сталь20ХГНР HB174...217	40	0,34	4,0	48	0,041	0,046	10,8
Сталь20ХГНР HB174...217	63	0,78	2,4	41	0,048	0,052	8,3

Погрешность оценки вероятности разрушения по расчетным зависимостям в сравнении с экспериментальными данными не превышает 11%, что свидетельствует о достаточно высокой точности прогноза и возможности использования предложенных теоретических моделей на практике.

Таким образом, разработана и экспериментально проверена методика количественной оценки вероятности разрушения режущего инструмента по соотношению уровней его прочности и действующей нагрузки. Предложенные аналитические зависимости по влиянию режимов резания на вероятность разрушения позволяют усовершенствовать методику выбора рациональных условий эксплуатации режущего инструмента с учетом вероятности его разрушения.

Литература.

1. Хае Г.Л. Прочность режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1975. – 168с.
2. Капур К., Ламберсон Л. Надежность и проектирование систем. М.: Мир, 1980. – 606с.
3. Ивченко Т.Г., Клименко Г.П., Васильченко Я.В. Прогнозирование вероятности безотказной работы инструмента с учетом его прочности и действующей нагрузки. // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Краматорск: ДГМА. – Вып. 6. - 1996. - С. 171-176.

Рецензент: д.т.н., проф. Хае Г.Л.(ДГМА)

УДК 621.9.02.004

Т.В.Казакова

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

ФИЗИЧЕСКИЕ И СТАТИСТИЧЕСКИЕ КРИТЕРИИ ВЫБОРА НАГРУЗКИ ПРИ УСКОРЕННОЙ ОЦЕНКЕ НАДЕЖНОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

The technique of definition of allowable border of speeding up of loading is stated at the accelerated estimation of durability and reliability of the cutting tool. The influence of elements of speeding up on durability and cost of the received results is investigated. The algorithm of a choice of optimum modes of tests of the cutting tool ensuring unity of a physical nature of failure(refusal) is offered at tests and in operation.

Наиболее эффективным методом оценки надежности и качества режущего инструмента (РИ) на различных этапах его создания являются испытания, основанные на исследованиях общих закономерностей отказов режущего инструмента /1/. Эффективность применения того или иного метода испытаний связана с определением допустимой границы форсирования режимов испытаний, единая методика определения которой для режущего инструмента отсутствует.

При определении оптимальных режимов испытаний границу форсирования режимов выбирали исходя из физических ограничений (сохранения единства физической природы отказа), статистической оптимизации (минимальное рассеивание результатов или максимальный объем полученной информации) и экономических критериев, учитывающих стоимость получения информации (стоимость испытаний и расход обрабатываемого материала).

Выбор оптимальных режимов форсирования показан для оценки прочности РИ методом ступенчато-возрастающей подачи. Взаимодействие составляющих области определения допустимой границы форсирования нагрузки представлено графом (рисунок 1).

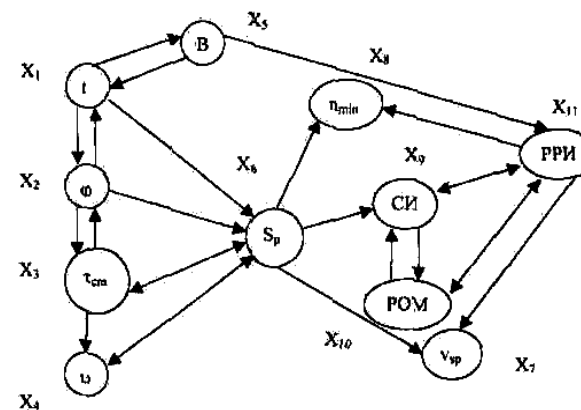


Рисунок 1. - Орграф определения оптимального режима форсированных испытаний.

Элементами форсирования являются: глубина резания $t(x_1 - t)$, знаменатель геометрической прогрессии ряда подач $\varphi(x_2 - \varphi)$, время работы на ступени $\tau_{cm}(x_3 - \tau_{cm})$, скорость резания $v(x_4 - v)$. Для каждого значения t , φ , τ , v определили величину разрушающей подачи $s_p(x_6 - s_p)$, коэффициент вариации разрушающей подачи $v_{s_p}(x_7 - v_{s_p})$, минимальное количество опытов с целью получения требуемой информации $n_{min}(x_8 - n_{min})$ и стоимость испытаний, зависящую от минимального количества опытов $cu(x_9 - cu)$ и включающую расход обрабатываемого материала $POM(x_{10} - POM)$. Ограничивающим фактором при выборе глубины резания является жесткость системы, т.е. появление вибраций $B(x_5 - B)$. Фиксация s_p и проверка соответствия результатов форсированных испытаний результатом эксплуатации осуществляется системой выбора режимов испытаний $ППИ(x_{11} - ППИ)$.

Глубину резания выбирали с учетом жесткости технологической системы и типоразмера инструмента. При уменьшении глубины резания форма сечения среза приближается к квадратной и закономерности прямого среза нарушается. При увеличении глубины резания возрастает расход обрабатываемого материала, так как подача влияет на прочность сильнее глубины. Повышается так же уровень вибраций, что снижает точность результатов испытаний. При испытании резцов, оснащенных пластинами с отверстием, с увеличением глубины резания появляются разрушения различной локализации (по отверстию и по канавке на передней поверхности), а также меняется характер распределения разрушающей подачи, приводящей к снижению точности оценки прочности (рисунок 2). Таким образом, если рекомендуемая глубина резания вызывает потерю устойчивости процесса резания, ее следует уменьшать, если становится меньше разрушающей подачи – увеличивать.

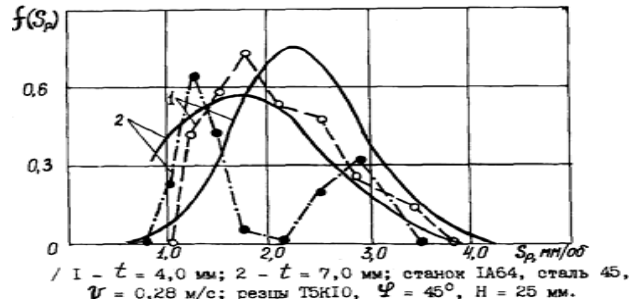
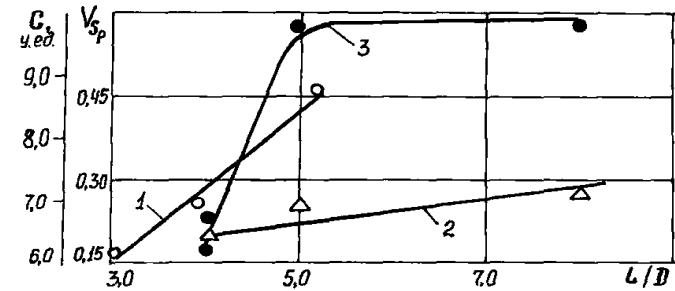


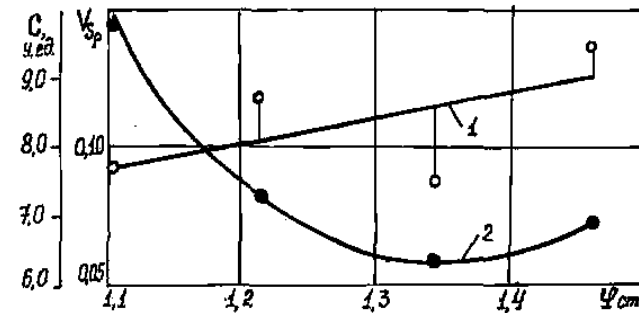
Рисунок 2 - Зависимость разрушающей подачи от глубины резания

Снижение жесткости заготовки увеличивает коэффициент вариации разрушающей подачи и стоимости испытаний. Нижний предел диаметра заготовки ограничен режимом увеличением колебаний технологической системы, а верхний – увеличением длительности врезания и выхода инструмента и, соответственно стоимости испытаний (рисунок 3).



1 - $\tau_{cm} = 30C$; 2 - $\tau_{cm} = 3C$; 3 - стоимость испытаний /C/.
 Станок IA64, сталь 45, резцы ТК10, H = 25 мм, $\psi = 90^\circ$;
 $v = 0,28 \dots 0,40$ м/с, $t = 8,0$ мм/
 Рисунок 3 - Влияние жесткости заготовки на коэффициент вариации разрушающей подачи

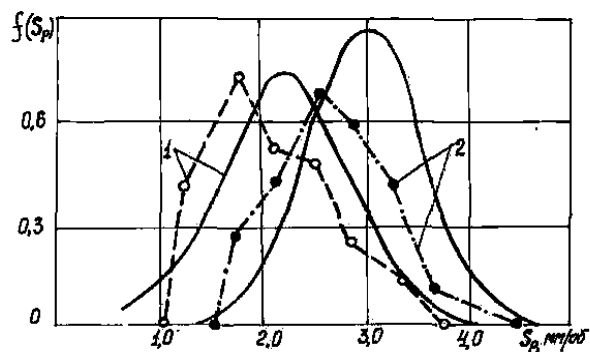
С увеличением знаменателя геометрической прогрессии ряда подач коэффициент вариации разрушающей подачи повышается, а ее средняя величина практически не меняется. С увеличением знаменателя до 1,34 стоимости испытаний уменьшается, а дальнейшее его увеличение приводит к росту стоимости испытаний (рисунок 4).



/ Станок IA64; сталь 45; резцы ТК10, H = 25 мм,
 $\psi = 90^\circ$; $v = 0,28 \dots 0,40$ м/с; $t = 8,0$ мм/

Рисунок 4 - Влияние знаменателя геометрической прогрессии ряда подач на коэффициент вариации разрушающей подачи /1/ и стоимость испытаний /2/.

Оптимальное значение скорости резания выбирали с учетом устойчивости процесса резания, точности и трудоемкости испытаний. Нижняя граница скорости резания при испытаниях ограничена устойчивостью процесса резания, потеря которой снижает точность результатов. Верхняя граница определяется с учетом расхода обрабатываемого материала, который пропорционален скорости резания, проявлением сложной структуры отказов (износ, пластическая деформация), снижающей точность, а также увеличением коэффициента трения, усадки стружки и силы резания. С увеличением скорости резания до нормативной для данного обрабатываемого и инструментального материала разрушающая подача увеличивается, а характер распределения ее остается неизменным (Рисунок 5).



/ 1 - $v = 0,28$ м/с; 2 - $v = 0,58$ м/с. Станок IA64, сталь 45, резцы ТБК10, $H = 25$ мм, $\varphi = 45^\circ$, $t = 4,0$ мм;

сплошные линии теоретические зависимости; штриховые - эмпирические полигоны/
Рисунок 5 - Влияние скорости резания на разрушающую подачу

Таким образом, с точки зрения снижения трудоемкости и стоимости испытаний, а также с точки зрения устойчивости стружкообразования значения скорости резания целесообразно выбирать из условий получения максимального коэффициента усадки стружки, т. е. в пределах 0,25...0,30 м/с.

При испытаниях с возрастающей подачей степень форсирования определяет скоростью увеличения подачи, т. е. временем работы на ступени. Экспериментальные исследования показали, что увеличение времени работы на ступени от 3 до 300 с приводит к снижению разрушающей подачи и увеличению коэффициента вариации, не влияя на характер распределения (Рисунок 6). Исследовали следующие признаки физической природы отказа: размеры разрушений (существенность их изменения при изменении времени работы на ступени), коэффициент вариации размеров разрушений, отсутствие существенных различий рельефа изломов (шага первичных и вторичных усталостных микрополосок). Ни один из названных признаков физической природы отказа не ограничивает форсирование подачи. При выборе оптимального времени работы на ступени учитывали также стоимость испытаний, минимум которой наблюдается при времени работы на ступени, равном 5с.

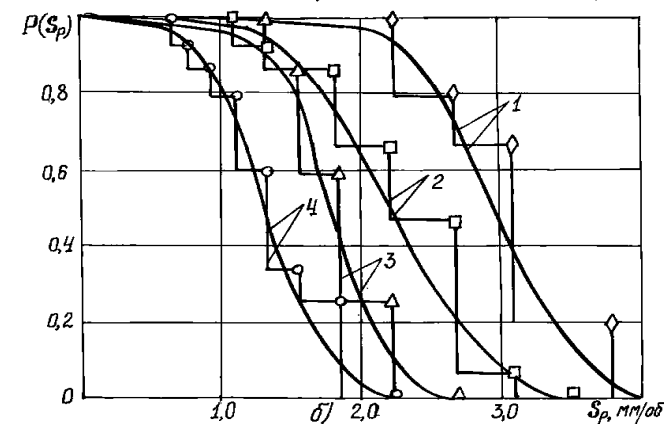
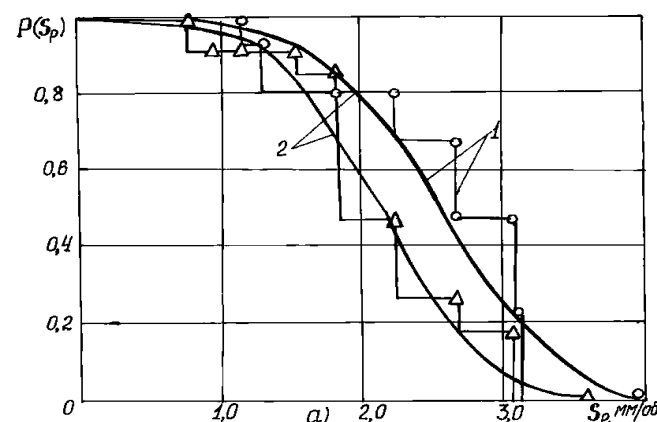
Зависимости стоимости испытаний и точности их результатов от исследованных факторов можно представить в виде:

$$C = 6,2 \left(\frac{L}{D}\right)^{0,22} \varphi_{cm}^{0,24} \tau_{cm}^{-0,2}, \quad (1)$$

$$V_{Sp} = 0,54 \left(\frac{L}{D}\right)^{0,35} \varphi_{cm}^{0,20} \tau_{cm}^{0,18}, \quad (2)$$

где C – стоимость испытаний; $\left(\frac{L}{D}\right)$ - жесткость заготовки;

φ_{cm} – знаменатель геометрической прогрессии ряда подач; τ_{cm} – время работы на ступени, с.



а/ - 1 - $\tau_{cm} = 30$; 2 - $\tau_{cm} = 100$; б/ - 1 - $\tau_{cm} = 300$, 2 - $\tau_{cm} = 600$; 3 - $\tau_{cm} = 1200$, 4 - $\tau_{cm} = 3000$. Станок IA64, сталь 45, резцы ТБК10, $H = 25$ мм, $\varphi = 90^\circ$, $v = 0,28 \dots 0,40$ м/с, $t = 8,0$ мм/

Рисунок 6 - Зависимость вероятности безотказной работы от различной продолжительности работы на ступени

Таким образом, общая характеристика выбора режимов форсирования, представленная в виде графа, заключается в следующем. Для режущего инструмента заданного типоразмера выбирают режимы форсирования: t , φ_{cm} , τ_{cm} , v . С учетом жесткости системы (отсутствия вибраций) корректируется глубина резания и τ_{cm} . Для выбранных режимов определяют значение разрушающей подачи и коэффициент ее вариации, исходя из минимального количества испытаний n_{min} . Определяют также стоимость испытаний CH и расход обрабатываемого материала POM . Исходя из про-

гнозируемой точности (v_{sp-x_7}) и стоимости испытаний ($СИ - x_9$) корректируют режимы испытаний ($ППИ - x_{11}$).

Матрица маршрутов, учитывающая динамику процесса корректировки режимов испытаний, может быть представлена в виде

$$C = \begin{matrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{matrix} \begin{vmatrix} x_{1-5} & x_{5-1} & x_{1-6} & x_{2-6} & x_{3-6} & x_{4-6} & x_{6-7} & x_{6-8} & x_{6-9} & x_{9-10} \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \end{vmatrix}$$

Маршруты матрицы C отображают:

$C_1 = \{x_{1-5}\}$ - уменьшение глубины резания вследствие вибраций;

$C_2 = \{x_{1-6}, x_{6-7}, x_{6-8}, x_{6-9}, x_{9-10}\}$ - последовательность определения разрушающей подачи и стоимости испытаний при оптимальной глубине резания;

$C_3 = \{x_{2-6}, x_{6-7}, x_{6-8}, x_{6-9}, x_{9-10}\}$ - последовательность определения решающей подачи и стоимости испытаний при оптимальном ϕ ;

$C_4 = \{x_{1-6}, x_{2-6}, x_{3-6}, x_{4-6}, x_{6-7}, x_{6-8}, x_{6-9}, x_{9-10}\}$ - последовательность определения разрушающей подачи и стоимости испытаний при оптимальных режимах.

Таким образом, проведенные исследования позволили оптимизировать режимы форсированных испытаний, что обеспечивает высокую точность получаемых результатов, минимальную стоимость испытаний и соответствие результатов испытаний результатам эксплуатации. На основании проведенных исследований разработана методика форсированных испытаний, которая использована для выбора рациональных конструкций сборных резцов, технологических процессов изготовления и упрочнения инструментов, а также для разработки регламентов эксплуатации инструментов различных конструкций.

Литература:

1. Казакова Т.В. Обеспечение качества сборного твердосплавного инструмента на различных этапах его создания и эксплуатации. – В кн. : Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. Вып. 9/Пред. редсовета Г.Л.Хаг. – Краматорск: ДГМА, 1999. – С. 110-115.
2. Хаг Л.Г., Казакова Т.В. Обеспечение качества инструмента в гибком автоматизированном производстве. – М.: ВНИИ ТЭМП, 1986. – 40с.
3. Казакова Т.В., Хаг Л.Г. Совершенствование методики испытаний инструмента на прочность с учетом физической природы отказа // Надежность режущего инструмента, вып. 3. – Донецк :

Рецензент: д.т.н., проф. Хаг Г.Л. (ДГМА)

УДК 621.9

Н.С. Равская, Г.П. Клименко., Я.В.Васильченко

Национальный технический университет Украины

«Киевский политехнический институт», г. Киев, Украина,

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЗАДАННОГО УРОВНЯ НАДЕЖНОСТИ ИНСТРУМЕНТОВ ПРИ РАСЧЕТЕ ИХ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ

The design procedure of design data of cutters is given on the basis of an estimation of its durability and rigidity. The technique takes into account a probability nature of loadings and carrying ability. At calculation reliability of a design is taken into account. The measure of reliability accepts probability of non-failure operation.

Расчет конструктивных параметров резцов на основе оценки их прочности и жесткости – задача сложная и актуальная. Существует большое число исследователей, предлагающих различные схемы нагружения резцов, имеющие определенные допущения. Применение метода конечных элементов позволяет наиболее точно определить прочность конструкции по допускаемым напряжениям или разрушающим нагрузкам [1]. При этом вероятностная природа нагрузок и несущей способности скрыта либо в коэффициенте запаса прочности, либо в коэффициенте безопасности. Однако, точное и адекватное описание внешних воздействий и несущей способности конструкции требует привлечения методов теории вероятностей. В связи с этим на первый план выступает такая характеристика конструкции как надежность, мерой которой является вероятность безотказной работы [2].

При проектировании резцов для заданных условий их эксплуатации необходимо закладывать требуемый уровень надежности конструкции, учитывая что внешнее воздействие может быть адекватно описано в рамках теории случайных величин.

Рассматривая резец как упругую систему, зависимость максимальных напряжений S от нагрузки q в общем случае можно записать:

$$S = Kq,$$

где K – коэффициент, зависящий от размеров поперечных сечений резца или режущей пластины. Под мерой надежности будем понимать вероятность того, что максимальное напряжение, возникающее под действием нагрузки, не превысит несущей способности, т.е.

$$H = P(R > S), \quad (1)$$

где H – надежность, P – вероятность события, R – несущая способность, S – действующее максимальное напряжение.

Если закон распределения нагрузки известен, то пользуясь правилами нахождения закона распределения функций случайного аргумента, можно найти закон распределения максимальных напряжений, действующих в конструкции резца $f_1(S)$ [1].

$$f_1(S) = \frac{1}{K} f_3\left(\frac{S}{K}\right). \quad (2)$$

Пусть закон распределения случайной нагрузки q $f_2(q)$ известен. Несущая способность конструкции резца также случайна и закон ее распределения $f_2(R)$. Требуется найти размеры поперечного сечения конструкции из условия равенства ее надежности заданной.

Надежность или вероятность безотказной работы может быть определена:

$$H = \int_{-\infty}^{\infty} f_2(R) \left[\int_{-\infty}^{\infty} f_1(S) dS \right] dR \quad (3)$$

или

$$H = \int_{-\infty}^{\infty} f_1(S) \left[\int_S^{\infty} f_2(R) dR \right] dS \quad (4)$$

Подставляя известные $f_1(S)$ и $f_2(R)$ в 3 или 4, проинтегрировав с учетом заданного уровня надежности $H_{зад}$, получим выражение для определения K : $K = \varphi(a_1, a_2, \dots, a_n, H_{зад})$, где a_1, a_2, \dots, a_n - известные заранее параметры законов распределения нагрузки и несущей способности. Зная K , легко найти размеры поперечного сечения резца или режущей пластины.

Такой подход можно применить при проектировании конструкции заданной надежности по жесткости. В этом случае под мерой надежности понимается вероятность того, что максимальное перемещение W не превысит заданного, т.е. уравнение 4 примет вид

$$H = \int_{-\infty}^{W_{зад}} f_1^*(W) dW, \quad (5)$$

где $f_1^*(n) = \frac{1}{K^*} f_3\left(\frac{W}{K^*}\right)$, $W = K^* q$.

Для прямоугольной пластины длиной a , шириной b и толщиной h значения коэффициентов приведены в [2].

$$K = \frac{\alpha a^2}{h^2} \quad (6)$$

$$K^* = \frac{\alpha^* a^4}{Eh^3}, \quad (7)$$

где α и α^* - коэффициенты, зависящие от условий закрепления, нагружения и коэффициента Пуассона μ .

Взяв интеграл 5 с учетом равенства $H = H_{зад}$, получим выражение для определения K^* :

$$K^* = f(a_1^*, a_2^*, \dots, a_n^*, H_{зад}),$$

где $a_1^*, a_2^*, \dots, a_n^*$ - параметры законов распределения нагрузки. По известной величине K^* в соответствии с 7, легко найти размеры сечения конструкции, обеспечивающие заданный уровень надежности.

При обработке деталей резцами наблюдается действие большого числа случайных возмущающих факторов, подчиняющихся различным законам распределения. Результирующее возмущающее воздействие согласно центральной предельной теореме теории вероятностей имеет распределение, близкое к нормальному. С некоторыми допущениями принимаем, как частный случай, что распределение нагрузки и несущей способности подчиняется нормальному закону. Плотность распределения при этом равна

$$f_3(q) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \sigma_q} \exp\left[-\frac{q - m_q}{2\sigma_q^2}\right],$$

$$f_2(R) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \sigma_R} \exp\left[-\frac{R - m_R}{2\sigma_R^2}\right].$$

Тогда распределение напряжения в режущей пластине определим по правилам нахождения законов распределения функции случайного аргумента [3]

$$f_1(S) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} K \sigma_q} \exp\left[-\frac{(S - K m_q)^2}{2K^2 \sigma_q^2}\right]. \quad (8)$$

Разность $R - S$ также будет распределена по нормальному закону [3] с математическим ожиданием $m_{R-S} = m_R - K m_q$ и дисперсией $\sigma_{R-S}^2 = \sigma_R^2 + K^2 \sigma_q^2$.

Тогда уровень надежности определим

$$H = P(0 < R - S < \infty) = \int_0^{\infty} f(z) dz = \Phi\left(\frac{m_{R-S}}{\sigma_{R-S}}\right), \quad (9)$$

где $\Phi(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^x e^{-t^2/2} dt$ - табулированная нормальная функция распределения. Для заданного уровня H находим соответствующее ему значение x [2]. В этом случае

$$\frac{m_{R-S}}{\sigma_{R-S}} = \frac{m_R - K m_q}{\sqrt{\sigma_R^2 + K^2 \sigma_q^2}} = x. \quad (10)$$

Решив это уравнение относительно K , получим

$$K = \frac{m_R (1 - x^2 V_R^2)}{m_q (1 + x \sqrt{V_R^2 + V_q^2 - x^2 V_R^2 V_q^2})}, \quad (11)$$

где $V_R = \frac{\sigma_R}{m_R}$, $V_q = \frac{\sigma_q}{m_q}$ - коэффициенты вариации соответственно несущей способности и нагрузки. Зная K , приняв определенную схему нагружения пластины, легко найти ее толщину при заданной длине и ширине, используя зависимость 6. При проектировании конструкции заданной надежности по жесткости для случая нормального распределения нагрузки из 5 можно получить формулу для расчета K^* :

$$K^* = \frac{W_{зад}}{m_q + x \sigma_q},$$

где $W_{зад}$ – заданное максимальное перемещение пластины во время работы сборного реза.

Из выражения 11 следует, что при всех значениях коэффициентов вариации параметров возможно спроектировать конструкцию с заданным уровнем надежности. В частности, при $V_R > 1/x$ не существует конструкции, имеющей уровень надежности x . Приведена зависимость относительных толщин твердосплавной пластины h/h^* от уровня надежности H . Здесь h^* – толщина пластины, определенная методом конечных элементов при значениях нагрузки и несущей способности, равных их математическим ожиданиям. Величина h определена с помощью описанной выше методики с учетом степени рассеивания нагрузки на режущий инструмент и несущей способности конструкции. Распределения случайных величин, характеризующих работу твердосплавных резцов в различных условиях определялись на основании статистических исследований [4]. Так для прямоугольной пластины тяжелонагруженного реза конструкции ВНИИ при нагрузке $m_q = 5 \cdot 10^5$ Н/м, $\sigma_q = 5 \cdot 10^4$ Н/м, и несущей способности $m_R = 1500$ МПа, $\sigma_R = 150$ МПа, при заданной надежности $H = 0,85$, случайном разбросе параметров толщины пластины с доверительной вероятностью 0,99 искомая толщина пластины $h = 24$ мм.

Расчет толщины пластины методом конечных элементов, исходя из средней нагрузки и несущей способности для указанных условий (без коэффициента запаса прочности) дал результат $h = 21,8$ мм, что соответствует уровню надежности $H = 0,5$.

Видно, что с увеличением требуемого уровня надежности, а также с увеличением коэффициента вариации параметров нагрузки и несущей способности толщина пластины должна существенно увеличиться. Анализ показывает, что изменение V_R сильнее влияет на h/h^* , чем изменение V_q . Поэтому особо важно для обеспечения заданного уровня надежности.

Литература.

1. Равская Н.С., Рудаков К.Н., Новиков А.Н. Расчет объемного напряженно-деформированного состояния режущего зуба отрезной цепной пилы, армированного твердым сплавом/ Матеріали міжнародної науково-технічної конференції «Прогресивна техніка і технологія машинобудування, приладобудування і зварювального виробництва». - Київ: НТУУ «КПІ». - Т.1. - С.369-375.
2. Клименко Г.П., Васильченко Я.В., Штученко С.Ю. Вероятностный подход к определению конструктивных параметров резцов// Вестник ХГПУ. - вып.110. - Харьков.-2000. - С.118-122.
3. Деллон Б., Сингх Г. Инженерные методы обеспечения надежности систем. М.: Мир. - 1984. - 318 с.

Рецензент: д.т.н., проф. Хае Г.Л. (ДГМА)

УДК 621.9.002.014

Еськов А.Л., Хае Г.Л., Зуева Л.М.

Акционерное общество «Новокраматорский машиностроительный завод»,
Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

ОБСЛУЖИВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ В ПРОЦЕССЕ РЕЗНИЯ.

The time structure of the service of the technological's system in cutting process are described in the article. It's shown, that the increase of the coefficient of the firmness variation and the transformatia of the lawes distribution result in abrupt lowering of the time of the passive attention which is necessary for the rest and the recovery of the machine-tool worker's capacity with the increase of the loading to a tool or a aggravation tool's quality.

Процесс механической обработки деталей даже на автоматизированном оборудовании – это не только процесс резания с соответствующим формообразованием, но и процесс труда станочника.

В [1,2] показано, что процесс механообработки может быть представлен как два потока событий, вложенных один в другой:

- первого потока: чередование резания и остановок для восстановления человека-машинной технологической системы (ЧМТС)
- второго потока, вложенного в первый: обслуживание ЧМТС во время резания.

Как восстановление, так и обслуживание ЧМТС осуществляется станочниками, причем их труд имеет две компоненты: выполнение физических и логических операций. В настоящей статье рассматривается второй поток событий, главным образом – обслуживание ЧМТС, причем главное внимание уделяется второй компоненте труда – выполнению логических операций. Рассматривается черновая и получистовая обработка на тяжелых станках токарной группы, когда время перехода и прохода существенно больше стойкости инструмента. Так, например, при обработке деталей типа валов на тяжелых токарных станках с $D_c = 1600$ мм средняя стойкость была 53 мин., а среднее время прохода – 120 мин. Статистические данные собирались методом хронометража в течение 90 смен.

Виды работ по обслуживанию ЧМТС в процессе резания и некоторые временные характеристики этих работ даны в таблице 1.

Как видно из таблицы, чаще всего осуществляется анализ и принятие решений. Поэтому остановимся на этом виде работ. Он включает подготовительные работы преимущественно связанные с организацией процесса (проверка наличия всех необходимых элементов для усиленного выполнения задания), диагностические работы (проверка исправности всех элементов ЧМТС, принятие решений о подналадке, смене инструмента и т.д.), работы, связанные с функциональными задачами (проверка правильности своих действий).

На рис.1 показано распределение времени активного внимания и принятия решений на станке с $D_c = 1600$ мм. Статистические данные аппроксимируются экспоненциальным законом распределения, что свидетельствует о чисто случайном характере рассматриваемого процесса.

Таблиця 1 – Характеристика работ по обслуживанию ЧМТС в процессе резания (черновое точение деталей типа валов на токарном станке с Dc=1600мм)

Виды работ по обслуживанию ЧМТС	Время обслуживания		Среднее время между обслуживаниями □ мин
	среднее	коэффициент вариации	
	t мин	Wt	
Анализ и принятие решений	1,4	1,5	8,8
Уборка стружки	1,3	0,77	16,4
Контроль детали	1,3	0,75	15,2

Как видно из таблицы и рисунка, работы по анализу и принятию решений не продолжительны и в общей сложности занимают около 1/3 времени резания. Какое влияние они могут оказывать на эффективность обработки и на самого станочника, если при их выполнении процесс резания не останавливается?

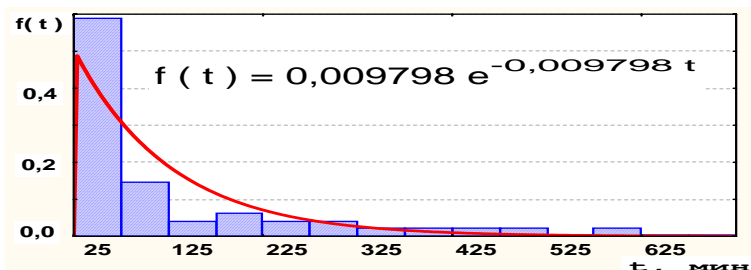


Рисунок 1 – Распределение времени активного внимания и принятия решений (черновое точение деталей типа валов на токарном станке с Dc=1600мм)

Во-первых, все эти работы вызывают напряжение психики станочника, тревожность, так как они связаны с возможностью брака, отказа инструмента, иногда с возможностью травмирования станочника.

Во-вторых, так как события чисто случайные, не прогнозируемые, есть возможность появления очереди на обслуживание, то есть необходимость выполнения нескольких видов работ, что является опасным.

Рассматриваемые работы не влияют на производительность обработки в данный момент времени, но они вызывают утомление рабочего, снижают производительность труда при выполнении других работ и могут вызвать ошибки со всеми вытекающими отсюда последствиями. Поэтому их нужно учитывать при планировании и нормировании работ, что раньше не делалось.

Следует отметить, что рассматриваемые работы связаны с качеством работы инструмента. Например, при точно выбранной форме передней поверхности исключается уборка стружки из зоны резания. Другой пример этого влияния будет рассмотрен ниже.

Чтобы получить характер и степень нагрузки на психику станочника за весь период резания, рассмотрим только часть работ по анализу и принятию решений – работы, связанные с ожиданием отказа инструмента.

Во время осуществления станком и инструментом процесса резания четко наблюдаются два состояния станочника:

1 Состояние пассивного внимания, когда рабочий может и не наблюдать за зоной резания и не находится вблизи пульта управления (обычно, он только "слушает, как идет процесс резания").

2 Состояние активного наблюдения и принятия решений, когда рабочий находится на суппорте и пристально наблюдает за зоной резания. Обычно, переносной пульт управления находится в его руках.

Между состоянием активного наблюдения и пассивного внимания находится ряд промежуточных состояний, отличающихся степенью внимания рабочего. Введем хотя бы одну степень внимания и назовем ее состоянием активного внимания.

Тогда возможны три состояния станочника: пассивного внимания в течение времени tnB , активного внимания – taB и активного наблюдения и принятия решений – tnP .

Будем считать, что в период активного внимания станочник еще не поднялся на суппорт, не начал наблюдать за зоной резания с близкого расстояния, но напряженно прислушивается к звукам обработки, чаще или реже бросает взгляд на поверхность детали, ожидает отказа. Этот период работы психики станочника не является чисто случайным. Он предшествует затуплению или поломке инструмента.

Резонно считать, что переход из состояния пассивного в состояние активного внимания совершается тогда, когда вероятность отказа достигает определенной величины, например $P=0,1$. Тогда время нахождения в состоянии пассивного внимания будет равно гамма-процентной стойкости γ при $\gamma=90\%$, то есть $tnB = \tau_{90}$. Например, для случая обработки на станке с Dc=1600 получаем: $tnB = 5,5$ мин, $taB = 29,9$ мин, $tnP = 5,6$ мин.

Время пассивного внимания зависит от закона распределения стойкости. Известно [3], что в зависимости от условий обработки, нагрузки на инструмент и его качества закон распределения изменяется от нормального к закону Вейбулла и далее к экспоненциальному. При этом коэффициент вариации стойкости растет от $Wt \leq 0,3$ до 1,0 и более.

Нетрудно видеть, что это сопровождается резким уменьшением времени пассивного внимания tnB . Такие изменения иллюстрируются рисунком 2.

Из упомянутых законов распределения наиболее универсальным является закон Вейбулла. При параметре $b > 4$ он приближается к нормальному, а при $b=1,0$ превращается в экспоненциальный. Учитывая это, расчет времени пассивного внимания можно вести по формуле гамма-процентной стойкости для закона Вейбулла:

$$T_{\gamma} = \left(a * \ln \frac{\gamma}{100} \right)^{\frac{1}{b}}$$

где a и b – параметры закона.

Полученные данные показывают, что в области действия нормального закона время пассивного внимания достаточно для некоторого отдыха психики рабочего и в качестве резерва на случай необходимости выполнения других видов обслуживания.

Так, при коэффициенте вариации $W_t=0,3$ время пассивного внимания $tnB=32$ мин. В зоне действия собственно закона Вейбула tnB приближается к критическому значению. При $W_t=0,55$ оно падает до 17 мин., а при $W_t=0,9$ становится равным 7 мин. Можно утверждать, что при последнем значении утомляемость рабочего будет чрезмерной, возможны его стрессы и ошибки в работе, надежность ЧМТС будет недостаточной.

Поэтому целесообразно ввести ограничения: качество инструмента, нагрузка на него и условия обработки должны быть такими, чтобы коэффициент вариации стойкости не превышал 0,5.

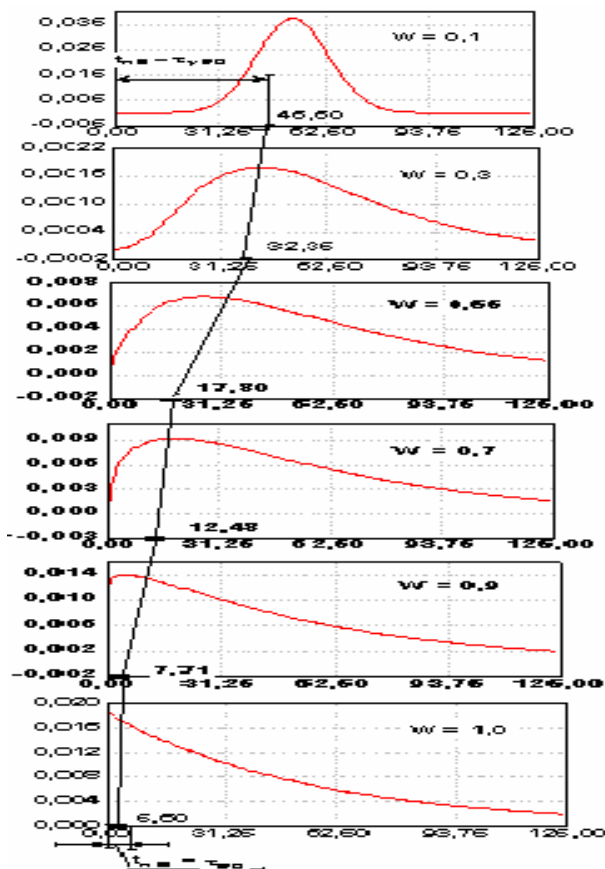


Рисунок 2- Изменение времени пассивного внимания станочника при трансформации закона распределения стойкости

Литература

1. Коткина М.Г., Черномаз В.Н., Зуева Л.М. Определение производительности при обработке деталей на станках токарной группы с учетом времени на обслуживание. Надежность режущего

инструмента. Материалы III Всесоюзного научно-технического семинара. Донецк: ДПИ, 1984.-159с.

2. ХаеТ Г.Л., Зуева Л.М., Коробкина О.Л. Многокритериальная оптимизация процесса механической обработки крупных деталей с учетом эргатической составляющей системы "человек-машина". Надежность режущего инструмента. Сборник статей. Выпуск 4. Краматорск: КИИ, 1991.-266с.

3. ХаеТ Г.Л., ХаеТ Л.Г., Еськов А.А. Надежность и модели свойств технологических систем. Краматорск:ДГМА, 1994.-120с.

Рецензент: д.т.н., проф. Ковалевский С.В.(ДГМА)

УДК 621.9.025

Л.В.Васильева

Донбасская государственная машиностроительная академия Краматорск, Украина

ВЛИЯНИЕ ДИАПАЗОНА СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ НА ПЕРИОД СТОЙКОСТИ.

In this work the connection of a range of change of speed of cutting and period of stability is described. Is shown, that the sedate dependence can be used for the widely widespread groups of processable materials and certain ranges of modes of cutting.

Известно, что в широком диапазоне условий влияние скорости резания v на период стойкости T имеет сложный характер. Так, в большинстве случаев с уменьшением скорости ее влияние на стойкость уменьшается, а в отдельных случаях кривая $T=f(v)$ имеет максимум. Этот вопрос был рассмотрен в прежних работах, в том числе ДГМА [1], причем были рекомендованы формулы для аппроксимации зависимостей $T=f(v)$.

Была сделана попытка использования традиционной политропической модели стойкости, но с изучением влияния различных факторов на коэффициент относительной стойкости m_v . Для удобства использовался известный в теории резания показатель $z_v = 1/m_v$.

Так как резание осуществлялось на крупных, а не тяжелых станках, стойкость резцов с особо большими подачами ($s = 2,0-3,0$ мм/об) не рассматривалась. Не принимались также во внимание результаты наблюдений над обработкой закаленных ($HВ > 290..320$) сталей, жаропрочных сталей и сплавов, которые редко обрабатываются на заводах тяжелого машиностроения. Это дало возможность не рассматривать зависимость $T=f(v)$ с максимумом.

На основе производственных испытаний было установлено, что с увеличением диапазона рассматриваемых подач при резании конструкционных и теплостойких сталей зависимость $T=f(v)$ поворачивается с соответствующим уменьшением показателя z_v (рис.1, графики 1,2 и 3 для конструкционной стали и 4,5 для теплостойкой стали).

Для всех случаев имеет место примерно одинаковая зависимость показателя z_v от диапазона скоростей. Важно, что при производственных испытаниях z_v всегда получается больше, чем при эксплуатационных наблюдениях.

Полученная закономерность достаточно хорошо аппроксимируется уравнением:

$$z_v = \frac{Cz}{(\Delta v_{отн})^{m_z}}$$

где $\Delta v_{отн} = \Delta v/v$, m_z - показатель степени.

В приведенных расчетах верхняя граница скорости оставалась неизменной, а нижняя сдвигалась. Следовательно, чем меньше значения скоростей попадают в диапазон, тем меньше величина z_v .

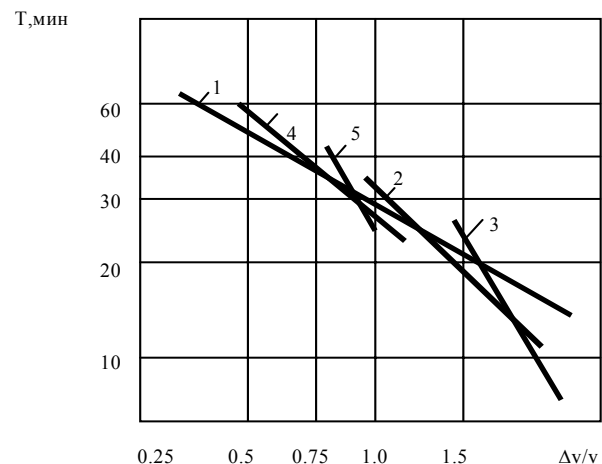


Рисунок 1 - Зависимость $T=f(v)$ от показателя относительной скорости.

(1-сталь конструкционная НВ 220-240, $s=1,2$ мм/об;
2-сталь конструкционная, $s=1,1$ мм/об;
3-сталь конструкционная, $s=1,0$ мм/об;
4-сталь теплостойкая НВ 270-290, $s=1,0$ мм/об;

Снижение стойкости при относительно малых скоростях может быть объяснено двумя причинами. Во-первых, при этих скоростях увеличивается доля хрупкого и адгезионного износа, то есть износа, связанного с разрушением. Возрастают случаи контактного разрушения, выкрашивания.

Второй причиной снижения стойкости при малых скоростях является увеличение чисто случайных отказов [2]. Вероятность наступления этих отказов зависит только от времени работы и поэтому при относительно больших значениях времени возрастает.

Важной причиной увеличения m_v и снижения показателя относительной скорости z_v в реальных производственных условиях является также рассеивание многих, в том числе неизвестных, факторов, наличие так называемого "белого шума". Чтобы количественно оценить это явление, получили зависимости $T=f(v)$ на основе эксплуатационных наблюдений для различных относительных диапазонов изменения других переменных.

При этом показатель z_v неизменно снижается при увеличении диапазона, то есть влияние скорости резания на период стойкости уменьшалось. Степень этого влияния велика.

Возникает вопрос: является ли степенная зависимость периода стойкости от скорости резания достаточно точной для практики моделью? Для ответа модель проверялась для различных диапазонов скоростей резания при обработке трех ранее упомяну-

тых групп сталей. Для сравнения использовалось еще 17 моделей, в том числе применяемая в механообработке формула Г.И.Грановского [3], некоторые формулы, известные в теории прогнозирования и другие.

Расчеты показали, что указанному условию удовлетворяют формулы

$$T = \frac{700}{e^{(0,03s+0,02)v}},$$

$$T = \frac{4,85 * 10^8}{sv^{4,5}},$$

$$T = (5,5 * 10^7 s - 2)e^{0,4v},$$

однако самой простой является степенная зависимость. Хорошие результаты дает предложенная на основе описанных ранее исследований формула

$$T = \frac{C_r}{v^{z_v}},$$

где

$$z_v = \frac{1,6}{\left(\frac{\Delta v}{v}\right)^{0,6}}.$$

Таким образом показано, что степенная зависимость может быть использована для широко распространенных групп обрабатываемых материалов и определенных диапазонов режимов резания, но значение показателя степени z_v должно устанавливаться с учетом реальной производственной ситуации. В большинстве случаев $z_v = 2,5-1,0$, что существенно меньше, чем принято в нормативах (около 4-х).

Литература

1. Хае Г.Л., Коваленко Г.А., Черномаз В.Н. Исследование стойкости инструмента при точении на тяжелых станках в широком диапазоне режимов резания //Надежность режущего инструмента, вып.5. - Краматорск: КИИ, 1994.-с.162-173.
2. Хае Г.Л., Коваленко Г.А., Коробкина О.А. Многокритериальная оптимизация при выборе режимов резания и запаса режущих пластин на тяжелых станках //Надежность режущего инструмента. - Краматорск: КИИ.-1992.
3. Грановский Г.И. Обработка результатов экспериментальных исследований резания металлов. - М.: Маш-е, 1982, - 112 с.

Рецензент д.т.н., проф. Н.И.Зиновьев (ДГМА)

Раздел 2 Моделирование и оптимизация

УДК 621.9.02.004:621/793

Е.В. Мироненко, В.Ф. Колесник, О.Е. МироненкоДонбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина
Новокраматорский машиностроительный завод, г. Краматорск, Украина

ОПТИМИЗАЦИЯ ТИПОРАЗМЕРНОГО РЯДА БЛОЧНО-МОДУЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ СТАНКОВ С ЧПУ

Effective process control of processing on heavy turning machine tools from the numerical control, definition(determination) of optimum modes of cutting and rational areas of operation are hampered because of specificity of machine tools from the numerical control, in which the part is absent a necessary and authentic information about regularities of a course of process of cutting in various conditions depending on all complex acting factors.

The problem of choice of an optimum number of elements of a technological system and creation of optimum conditions of processing especially is actual on machine tools from the numerical control.

Эффективное управление процессом обработки на тяжёлых токарных станках с ЧПУ, определение оптимальных режимов резания и рациональных областей эксплуатации затруднены из-за специфики станков с ЧПУ, в которых часто отсутствует необходимая и достоверная информация о закономерностях протекания процесса резания в различных условиях в зависимости от всего комплекса действующих факторов. Большинство факторов носят случайный характер и изменяются во времени: изменяются условия обработки и технологические параметры (подача, скорость, глубина резания и др.); изменяются энергетические, геометрические, силовые и другие параметры и характеристики станка, детали, инструмента в процессе резания в целом; на станках с ЧПУ обрабатываются детали широкой номенклатуры, многими инструментами с большим разнообразием режимов резания. Кроме того, доля машинного времени на станках с ЧПУ достигает 80% (на обычных станках около 30%), многие процессы на этих станках протекают гораздо интенсивнее, чем на обычных станках, обработка на станках с ЧПУ идет по замкнутому циклу и формирование поверхностей обрабатываемых деталей обусловлено воздействием гораздо большего числа погрешностей и факторов, а возможности оператора-станочника активно управлять процессом ограничены. Указанная специфика накладывает дополнительные жесткие требования к инструментальной оснастке по точности надежности и производительности.

Задача выбора оптимального ряда элементов технологической системы и создание оптимальных условий обработки особенно актуальна на станках с ЧПУ.

Все параметры технологической системы можно разделить на три группы:

1. Параметры обрабатываемого изделия, характеризующие исходное состояние заготовки

$$X = (D, L, HB, \sigma_e, t, h, \dots)$$

– размеры и конфигурация обрабатываемой детали (D, L) твердость и физико-механические свойства материала (HB, σ_e), припуск и глубина резания, наличие переходов, неравномерного припуска и других условий обработки (t, h).

2. Параметры оборудования и системы блочно-модульного инструмента применяемого на этом оборудовании

$$Z = (l, B, h, \varphi, \gamma, \sigma_m, D_c, \dots)$$

– параметры и геометрия блочно-модульного инструмента (l, B, h, φ, γ), физико-механические свойства инструментального материала (σ_m), характеристика станка (D_c) и другие.

3. Параметры режима обработки изделия: $Y = (S, V)$

Для заданных параметров обрабатываемых изделий и системы блочно-модульного инструмента $Z=1, 2 \dots m$ нужно выбрать комплект инструмента для выполнения обработки с минимальными затратами. Критериями оптимизации могут быть стоимостные показатели: приведенные затраты, штучное время, расход дефицитных инструментальных материалов.

Для заданного комплекта $z_i, i=1, \dots, m$, определена стоимость выполнения всего объема работ при условии адекватного (оптимального с точки зрения подбора инструмента и станка) обслуживания:

$$C(z_1, \dots, z_m) := \int_{R^n} \tilde{F}(x, z_1, \dots, z_m) p(x) dx, \quad (1)$$

где $p(x)$ - функция задающая объем работ в зависимости от параметров обрабатываемых изделий $x \in R^n$.

Так как всегда можно ввести фиктивные переменные, мы для простоты обозначений будем считать, что и x, z имеют одинаковую размерность пространства R^n .

Требуется найти комплект инструмента и станков (z_{*1}, \dots, z_{*m}) минимизирующий эту стоимость:

$$z_* := z_{*1}, \dots, z_{*m} \in \underset{(z_{*1}, \dots, z_{*m})}{\text{Arg min}} C(z_1, \dots, z_m) \quad (2)$$

Тогда общая задача выбора оптимального комплекта инструмента совместно с назначением оптимальных режимов обработки можем быть представлена в виде:

$$\min_{(z_1, \dots, z_m)} \min_{(K_1, \dots, K_m)} \left(\begin{array}{c} \sum_{i=1}^m \int_{R^i} f^1(z_i, x) p(x) dx \\ \dots \dots \dots \\ \sum_{i=1}^m \int_{R^i} f^p(z_i, x) p(x) dx \end{array} \right), \quad (3)$$

где $K_i \in R^n$ - области применения типоразмеров $z_i, i=1, \dots, m$,

$$\bigcup_{i=1}^m K_i = R^n, \quad K_i \cap K_j = \emptyset \text{ при } i \neq j.$$

Решение $\left(\overset{\cup}{z_*}, \overset{\cup}{K_*} \right) := (z_{*1}, \dots, z_{*m}, K_{*1}, \dots, K_{*m})$ называется Парето-оптимальным, если не существует другого решения $\left(\overset{\cup}{z_0}, \overset{\cup}{K_0} \right) := (z_{01}, \dots, z_{0m}, K_{01}, \dots, K_{0m})$ такого, что для всех $j \in \{1, \dots, p\}$

$$\sum_{i=1}^m \int_{K^i} f^j(z_{0i}, x) p(x) dx \leq \sum_{i=1}^m \int_{K^i} f^j(z_{*i}, x) p(x) dx \quad (4)$$

Примером одномерной задачи построения типоразмерного ряда блочно-модульного инструмента является отражение изменения стоимости обработки с не полностью соответствующими параметрами режущего инструмента (рисунок 1), где приведена функция несколько общего вида.

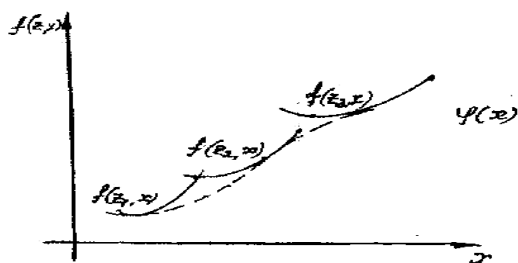


Рисунок 1—Зависимости стоимости обработки от типоразмеров блочно-модульного инструмента.

При фиксированном типоразмере инструмента функция стоимости $f(z, x)$ имеет единственный минимум. Таким образом при обработке определённой детали стоимость выполняемой работы сначала убывает, что отражает тенденцию упрощения работы, а затем начинает возрастать, что связано с невыгодностью выполнения простой работы сложным и дорогостоящим инструментом.

Функция $f(z, x)$ определяет оптимальную стоимость обработки с заданными типоразмерами блочно-модульного инструмента (см пунктирную линию на рис.1). Функция $f(z, x)$ возрастающая.

Таким образом, для каждого конкретного случая обработки можно определить экономически оптимальное число типоразмеров блочно-модульного инструмента и распределение данных дискретных значений внутри диапазона

Литература

1 Коткин Г.Г., Мироненко Е.В., Гузенко В.С. Численный метод выявления технологических ниш в механообработке Надёжность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. статей т.2 – Краматорск, ДГМА, 1997

2 Хае Г.Л., Еськов А.Л., Мироненко Е.В. Выбор и эксплуатация инструмента при использовании гибких инструментальных систем. М.: НИИМАШ. 1991-72 с.

Рецензент: д.т.н., проф. Хае Г.Л. (ДГМА)

УДК 621.9

В.Н.Черномаз, В.С.Гузенко, С.А.Колесник

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ИМИТАЦИОННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ И ЭВОЛЮЦИИ ДОМИНАНТНЫХ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ НИШ СИСТЕМ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Usage of simulation modeling for definition and evolution of functional niches of systems of the cutting tool.

Точкой функционирования инструмента R_i будем называть упорядоченный набор количественных и качественных параметров задающих выполнение производственной функции этим инструментом. Инструмент, как правило, многофункционален, поэтому объединение всех его точек функционирования образует область функционирования режущего инструмента D_i .

Будем предполагать, что в каждой точке области $x \in D_i$ задана функция $g_i(x)$ определяющая эффективность функционирования i -того инструмента в точке x .

Предположим также, что на D_i задана функция $f_i(x)$ (или кумулята $F_i(x)$) задающая многомерное распределение вероятностей использования инструмента в области D_i .

Системой инструмента назовем набор инструментов $R_i (i = 1..n)$ имеющих близкие по типу производственные функции. Областью функционирования системы инструментов $R_i (i = 1..n)$ назовем область

$$D = \bigcup_{i=1}^n D_i$$

Порядком точки $x \in D$ назовем максимальное число инструментов точкой функционирования которых является точка x .

Пусть I многомерный параллелепипед такой, что $D \subset I$. Величина I , по каждому параметру, должна учитывать перспективу развития системы инструмента и, в случае необходимости, пересматриваться в сторону увеличения. Множество точек

$$x \in I / \bigcup_{i=1}^n D_i$$

имеет нулевой порядок, который обозначает что обработка этих точек заданной системой инструмента не предусмотрена.

Пусть, например, область функционирования инструментов R_1, R_2, R_3 описывается множеством $x(t, S) \in I$, где t - глубина резания, S - подача. Тогда геометрически область функционирования системы инструмента имеет вид, показанный на рисунке.

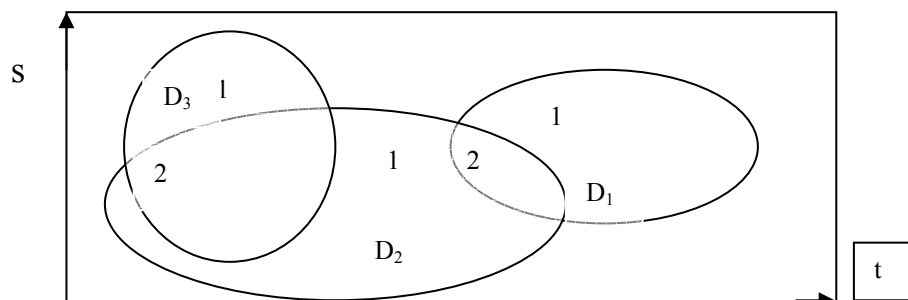


Рисунок - Расположение областей функционирования трех инструментов с указанием порядка точек подобластей.

Если предположить, что исследователь располагает информацией об $I, D_i, q_i(x), f_i(x)$, для $i = \{1..n\}$ и $\forall x \in D_i$, то практический интерес представляет решение следующих задач:

Разбиение функциональной области на доминантные ниши. Инструмент R_i , будем называть доминирующим в точке $x \in D$, если $q(x) \geq \max_{j \neq i} q_j(x)$. Объединение

точек, в которых доминирует инструмент R_i , образует область доминирования этого инструмента H_i или доминантную нишу. Таким образом область функционирования системы инструментов D распадается на подобласти в которых доминирует тот или иной инструмент. Если на множестве I ввести некоторую меру μ , то показатель

$$E(R_i) = \mu(H_i) / \mu(D_i)$$

назовем доминантной мощностью инструмента R_i в заданной системе инструментов.

Построение эффективного покрытия.

Покрытием области I системой инструментов $R_i (i = 1..n)$ назовем такое множество R_i , для которого имеет место соотношение

$$I \subset \bigcup_{i=1}^n D_i$$

Эффективность покрытия, в зависимости от решаемой практической задачи, понимается либо как покрытие I минимальным по количеству набором областей D_i , либо как покрытие доминантными нишами H_i , при этом, как правило, необходимо выбирать ниши с наибольшей мощностью.

Ясно, что покрытие доминантными нишами обеспечивает наиболее эффективный набор системы инструмента в формальном смысле, что совсем не означает технологические удобства при использовании этого набора.

3. Анализ эволюции доминантных ниш системы инструментов.

Предположим, в фиксированную систему инструмента с заданным разделом функциональной области на доминантные ниши помещен реально существующий или виртуальный (предполагаемый к проектированию) инструмент. Эта акция может вызвать перераспределение доминантных ниш функционального пространства D . Факт такого перераспределения уже сам по себе является признаком перспективности вне-

дряемого инструмента. Интересно вычислить расположение новой доминантной ниши, ее мощность, эволюцию доминантных ниш новой системы инструмента, в результате которой доминантные области некоторых инструментов могут быть вытеснены вообще из системы как неэффективные.

Решение вышеперечисленных задач, предпосылка создания научно-обоснованных систем режущего инструмента.

Несмотря на "геометричность" постановки вышеперечисленных задач эволюционной теории доминантных ниш систем инструмента, их аналитическое решение затруднительно по двум причинам:

- во-первых - из-за многомерности области функционирования системы инструмента I ,

- во-вторых - из-за вероятностно-статистической природы функционирования инструмента в области D_i , задаваемой распределением вероятности $f_i(x)$.

Одним из возможных подходов к решению задач подобного типа является применение методов имитационного моделирования.

4. Этапы исследования доминантных ниш методами имитационного моделирования.

4.1 Выбрать систему инструмента $R_i (i = 1..n)$, определить набор параметров задающих точки их областей функционирования. Для примера, ограничимся двумя параметрами t, S .

4.2 На основе эмпирической информации о прецедентах резания и их эффективности выдвигаем статистические гипотезы и подбираем законы распределений $f_i(t, S)$ и функции эффективности $q_i(t, S)$ стандартными методами эконометрического анализа.

4.3 Имея распределения $f_i(t, S)$ моделируем достаточные для определения D_i независимые наборы квартилей (t_{ij}, S_{ij}) .

Получим "имитационный атлас" областей функционирования режущего инструмента без учета доминирования.

Разобьем область I с некоторым шагом по каждому параметру на систему параллелепипедов, которые играют роль "ловушек" моделируемых квартильных точек. Реализуя для каждого инструмента параллельные имитационные процессы порождающие квартильные точки соответствующих распределений $f_i(t, S)$ и подсчитывая количество попавших в каждую из "ловушек" точек принадлежащим различным распределениям определим функциональную область с учетом порядков ее покрытия.

Определяя в каждой из "ловушек" доминантный инструмент и присваивая все точки соответствующего параллелепипеда доминантной области этого элемента получим разбиение области D на доминантные ниши.

Изложенная методика может быть реализована с помощью программного пакета *SIMULINK* встроенного в пакет *MATLAB*.

Литература

- 1 Дж. Клейнен . Статистические методы в имитационном моделировании. М. "Статистика", 1978 - 222 с.
- 2 А . Гультяев . Имитационное моделирование в среде Windows. Санкт - Петербург, 1999 - 287с.

Рецензент: д.т.н., проф. Г.Л.ХаеТ (ДГМА)

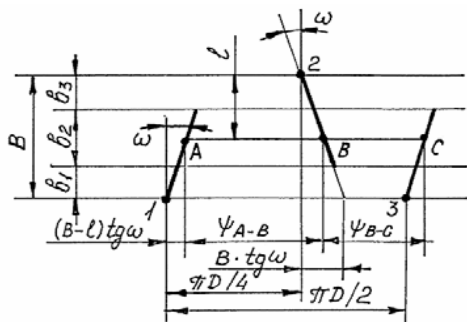


Рисунок 3. К определению углового шага зубьев.

Для фрез с криволинейными кромками величину шага в произвольном диаметральном сечении можно задать координатами точек развертки зубьев или в виде формулы, описывающей две соседние режущие кромки в единой системе координат на плоскости развертки.

В общем случае на Т-образную фрезу действуют силы на передних поверхностях зубьев, обусловленные процессом стружкообразования, силы на задних поверхностях зубьев, обусловленные наличием упругого последствия обрабатываемого материала и фаски износа на задних поверхностях, а также силы трения на вспомогательных режущих кромках.

Для определения сил на передних поверхностях зубьев, находящихся в контакте с заготовкой, воспользуемся известным уравнением зависимости мгновенной толщины среза a_c от мгновенного угла контакта β и подачи на зуб S_z :

$$a_c = S_z \sin \beta \quad (4)$$

Известно, что погрешность в определении толщины срезаемого слоя по этой зависимости для условий встречного и попутного фрезерования невысока. Поэтому будем использовать эту формулу для обоих участков срезаемого слоя, лежащих справа и слева от осевой линии паза.

На рисунке 4 представлена схема рабочей части Т-образной фрезы в контакте с заготовкой при фрезеровании паза по схеме А. Чтобы не загромождать рисунок, на схеме показаны лишь два зуба №1 и №3 в положении, когда зуб №3 входит в контакт с заготовкой, а зуб №1 выходит из контакта. При фрезеровании по схеме А в этот момент нечетные зубья расположены в зоне ширины номинального паза и их главные режущие кромки не находятся в контакте с заготовкой. Направление оси Z совпадает с осью фрезы, оси Y совпадает с направлением подачи, ось X перпендикулярна осям Y и Z. По аналогии с методикой [1] разбиваем рабочую часть фрезы на N_m дисковых элементов шириной B_m каждый. При условии, что положение каждого зуба на каждом диске определено углом β , для каждого элементарного участка диска произведение толщины среза a_0 на ширину диска B_m будет определять действующую на него нагрузку со стороны передней поверхности для фиксированного углового положения фрезы. Если изменять угловое положение фрезы через соответствующий достаточно малый шаг и пересчитывать соответствующим образом сечение срезаемого слоя, то для каждого углового положения можно получить значения сил, действующих на зубья фрезы в любом ее угловом положении.

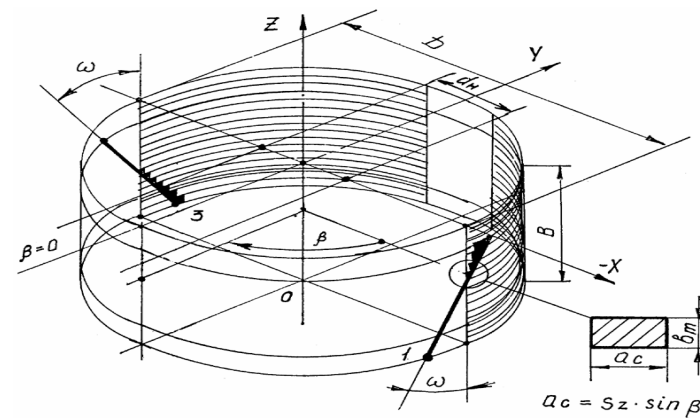


Рисунок 4. Схема разбиения рабочей части фрезы на дисковые элементы.

Используя зависимости тангенциальной и радиальной сил от сечения срезаемого слоя, можно записать:

$$f_t = k_t B_m S_z \sin \beta \quad (5)$$

$$f_r = k_r k_t ,$$

где: f_t - элементарная мгновенная тангенциальная сила, действующая на отдельный элементарный участок шириной B_m отдельного зуба фрезы;

f_r - элементарная мгновенная радиальная сила, действующая на отдельный элементарный участок шириной B_m отдельного зуба фрезы;

k_r и k_t - константы, определяемые экспериментально.

Мгновенное угловое положение каждого элементарного участка определяется соответствующим углом $\beta_{(i,j,k)}$,

где: i - номер дискового элемента;

j - номер углового положения;

k - номер зуба фрезы.

Обозначим:

N_z - число зубьев фрезы;

N_θ - число угловых положений;

N_m - число дисковых элементов.

$\theta(j)$ - j -ое угловое положение фрезы, в том числе определяющее угловое положение зубе №1 на торце фрезы ($m = 0$).

Зуб №1 выбирается произвольно, но для удобства обозначим этим номером один из зубьев, вершина которого располагается на нижнем торце рабочей части.

С учетом этих обозначений можно записать выражение для мгновенной толщины среза на произвольном элементарном участке:

$$a_c(i,j,k) = S_z \sin[\beta_{(i,j,k)}], \quad (6)$$

$$\text{где: } \beta_{(i,j,k)} = [-\theta(j) + \psi(k-1)] \pm \left\{ [(i-1) B_m - \frac{B_m}{2}] \text{tg } \omega R \right\} \quad (7)$$

для i -го дискового элемента в j -ом угловом положении фрезы на k -ом зубе. В выражении (7) первый член определяет торец k -го зуба, а второй характеризует угол

поворота, связанный с наклоном режущей кромки вдоль оси фрезы. Знак (+) или (-) используется, соответственно, для правого и левого наклона зубьев (см. рис. 1).

Угловой шаг ψ вычисляется в каждом случае по уравнениям (2), (3).

Теперь можно записать общие выражения для тангенциальной и радиальной сил, действующих на передних поверхностях зубьев:

$$Pt_{n(i,j,k)} = k_t B_m S_z \sin[\beta_{(i,j,k)}], \quad (8)$$

$$Pr_{n(i,j,k)} = k_r Pt \quad (9)$$

В пределах $\alpha_{B_{YLX}} \leq \beta_{(i,j,k)} \leq \alpha_{B_{X}}$,

где: $\alpha_{B_{YLX}}$ - угол выхода зуба из контакта;

$\alpha_{B_{X}}$ - угол входа зуба в контакт с заготовкой.

Для условий попутного фрезерования:

$$\alpha_{B_{YLX}} = 0,$$

$$\alpha_{B_{X}} = \cos^{-1}(1-t/R) \quad (10)$$

Для условий встречного фрезерования: $\alpha_{B_{YLX}} = \cos^{-1}(1-t/R)$; $\alpha_{B_{X}} = 0$ и уравнения (8) и (9) справедливы для условия $\alpha_{B_{YLX}} \geq \beta_{(i,j,k)} \geq \alpha_{B_{X}}$

При фрезеровании паза по схеме B $\alpha_{B_{YLX}} = \pi/4$ для левой стороны паза и $\alpha_{B_{X}} = \pi/4$ - для правой стороны паза.

Зависимости сил, действующих на задней поверхности режущего инструмента, от условий резания детально изучены Н.Н. Зоревым [3]. Им отмечается, в частности, что при отсутствии нароста глубина резания не влияет на силы, действующие на задней поверхности, а значения этих сил зависят от величины площадки износа по задней поверхности, прочности на сдвиг обрабатываемого материала и ширины среза. Из аналитических и экспериментальных результатов исследований вытекает почти линейная зависимость между силами на задней поверхности и указанными факторами, что подтверждено в работе [3] и др. Зоревым Н.Н. показано также [3], что при увеличении скорости резания до 40 м/мин при обработке стали сила трения на задней поверхности увеличивается, а затем остается практически постоянной. Эта зависимость обусловлена, очевидно, явлением наростообразования при низких скоростях резания.

Для условий работы твердосплавной T-образной фрезы со скоростью выше 40 м/мин можно предположить отсутствие нароста. Тогда, с учетом независимости сил на задней поверхности от глубины резания (толщины срезаемого слоя), можно принять, что сила трения на задней поверхности пропорциональна прочности τ_s на сдвиг обрабатываемого материала, ширине срезаемого слоя и величине фаски δ износа по задней поверхности:

$$F_{TP} = C_s \tau_s \frac{t}{\cos \omega} \delta \quad (11)$$

Принимая положение фаски износа δ касательным к окружности вершин зубьев, а направление силы трения F_{TP} компланарным тангенциальной силе Pt_n , для элементарной площадки задней поверхности, соответствующей элементарному диску толщиной B_m , можно записать:

$$Pt_{3(i,j,k)} = C_s \tau_s \frac{B_m}{\cos \omega} \delta \quad (12)$$

где: $Pt_{3(i,j,k)}$ - сила трения на задней поверхности участка зуба толщиной B_m ; C_s - коэффициент пропорциональности, определяемый экспериментально.

По аналогии, принимая нормальную силу N на задней поверхности пропорциональной указанным факторам и полагая (ввиду небольшой величины δ по сравне-

нию с радиусом фрезы), что нормальная сила N направлена радиально, можно для элементарной площадки записать:

$$Pr_{3(i,j,k)} = C_{s1} \tau_s \frac{B_m}{\cos \omega} \delta \quad (13)$$

где: $Pr_{3(i,j,k)}$ - нормальная сила на задней поверхности участка зуба толщиной B_m ; C_{s1} - коэффициент пропорциональности, определяемый экспериментально.

При достаточно малых значениях угла поворота фрезы $\theta(j)$ можно считать, что элементарный участок толщиной B_m мгновенно вступает в контакт с заготовкой по передней и задней поверхностям. Тогда в модели силы на задней поверхности Pt_3 и Pr_3 будут суммироваться с силами Pt_n и Pr_n на всех элементарных участках зубьев, находящихся в контакте с заготовкой в данном угловом положении $\theta(j)$.

Имеет место большая степень аналогии между условиями трения на торцовых кромках фрезы и на задних поверхностях ее периферийных зубьев, поскольку обе эти поверхности контактируют с обработанными поверхностями заготовки. Следовательно, для силы трения, действующей на единичных участках торцовых кромок фрезы можно, по аналогии с (12) записать:

$$Pt_m(i,j,k) = C_{s2} \tau_s \delta' \quad (14)$$

где: Pt_m - сила трения, действующая на единичном участке длины торцовой кромки; δ' - ширина площадки износа на задней поверхности торцовой кромки.

Длина дуги контакта торцовых кромок, расположенных на верхнем и нижнем торцах фрезы; она определяется в соответствии со схемой обработки паза.

С учетом элементарных тангенциальных и радиальных сил, действующих на различных участках контакта зубьев фрезы с заготовкой, можно записать в общем виде выражения для тангенциальной и радиальной сил, действующих на участке зуба толщиной B_m :

$$Pt_{(i,j,k)} = Pt_{n(i,j,k)} + Pt_{3(i,j,k)} + Pt_m(i,j,k) \quad (15)$$

$$Pr_{(i,j,k)} = Pr_{n(i,j,k)} + Pr_{3(i,j,k)} \quad (16)$$

Суммарные силы, действующие на каждый элементарный диск по направлению осей X и Y , получаем путем проектирования элементарных сил Pt и Pr на указанные оси и суммирования по числу зубьев:

$$PX_{(i,j)} = \sum_{k=1}^{N_z} \{-Pr_{(i,j,k)} \sin[\beta_{(i,j,k)}] + Pt_{(i,j,k)} \cos[\beta_{(i,j,k)}]\} \quad (17)$$

$$PY_{(i,j)} = \sum_{k=1}^{N_z} \{-Pr_{(i,j,k)} \cos[\beta_{(i,j,k)}] + Pt_{(i,j,k)} \sin[\beta_{(i,j,k)}]\} \quad (18)$$

где: $PX_{(i,j)}$ - сила в направлении X , действующая на i -ый элементарный диск в j -ом угловом положении фрезы; $PY_{(i,j)}$ - сила в направлении Y , действующая на i -ый элементарный диск в j -ом угловом положении фрезы.

В уравнениях (17), (18) знаки в скобках должны соответствовать направлению фрезерования для каждого k -го зуба.

Полные силы, действующие на фрезу в j -ом угловом положении, получаем путем суммирования уравнений (17) и (18) по всем дисковым элементам:

$$PX_{(j)} = \sum_{i=1}^{N_m} PX_{(i,j)} \quad (19)$$

$$PY_{(j)} = \sum_{i=1}^{N_m} PY_{(i,j)} \quad (20)$$

где: $PX_{(j)}$ - полная сила, действующая на фрезу в направлении X в j -ом угловом положении ;

$PY_{(j)}$ - полная сила, действующая на фрезу в направлении Y в j -ом угловом положении ;

N_m - число элементарных дисковых элементов.

Полная тангенциальная сила, вызывающая кручение фрезы, может быть рассчитана путем суммирования уравнения (15) по всем зубьям и дисковым элементам:

$$PT_{(j)} = \sum_{k=1}^{N_z} \sum_{i=1}^{N_m} Pt_{(i,j,k)} \quad (21)$$

Описанная выше методика расчета сил дает возможность определить распределение сил, действующих вдоль осей X и Y , по длине режущей части фрезы. Для расчета деформаций фрезы в различных ее угловых положениях необходимо определить центр действия соответствующей распределенной нагрузки. Центром действия изгибающей распределенной нагрузки является точка на оси деформируемого элемента, в которой приложенная сосредоточенная сила создает момент, равный сумме моментов от распределенных элементарных сил.

Изгибающий момент $m_{(i,j)}$ от элементарной силы PX на i -ом дисковом элементе в j -ом угловом положении равен:

$$m_{(i,j)} = PX_{(i,j)} l \quad (22)$$

где: $l = (i-1) B_m + B_m/2$ - расстояние от торца фрезы до точки приложения силы $PX_{(i,j)}$.

Тогда сумма элементарных моментов

$$\sum_I^{N_m} m_{(i,j)} = \sum_I^{N_m} PX_{(i,j)} l \quad (23)$$

С другой стороны,

$$\sum_I^{N_m} m_{(i,j)} = MX_{(j)} \quad (24)$$

где: $MX_{(j)}$ - суммарный момент от суммарной изгибающей силы $PX_{(i,j)}$ в j -ом угловом положении. Но:

$$MX_{(j)} = PX_{(j)} CPX_{(j)} \quad (25)$$

где: $CPX_{(j)}$ - центр действия сосредоточенной нагрузки $PX_{(j)}$

Тогда:

$$CPX_{(j)} = \frac{\sum_I^{N_m} PX_{(i,j)} l}{PX_{(j)}} \quad (26)$$

По аналогии:

$$CPY_{(j)} = \frac{\sum_I^{N_m} PY_{(i,j)} l}{PY_{(j)}} \quad (27)$$

T-образная фреза представляется в виде консольной балки, жестко закрепленной в шпинделе станка и нагруженной сосредоточенными силами $PY_{(j)}$ и $PX_{(j)}$ в соответствующих центрах действия сил $CPX_{(j)}$ $CPY_{(j)}$.

Деформацию такой балки в точке l на ее оси можно рассчитать по уравнению [4]:

$$d_{(X,Y)(l)} = \frac{P_{(X,Y)}}{6EI_{(X,Y)}} [(CP_{(X,Y)}-l)^3 - (L-l)^3 - 3(L-l)^2 (L-CP_{(X,Y)})] \quad (28)$$

где: $d_{(X,Y)(l)}$ - прогиб в точке l от сил PX , PY , соответственно; $P_{(X,Y)}$ - силы $PX_{(j)}$ и $PY_{(j)}$, $CP_{(X,Y)}$ - центры действия сил $PX_{(j)}$ и $PY_{(j)}$, L - эффективная длина консоли, E - модуль упругости материала корпуса фрезы, $I_{(X,Y)}$ - момент инерции сечения фрезы.

Учитывая, что T-образная фреза является наиболее слабым звеном упругой системы СИД, с достаточной для практики точностью можно принять, что эффективная длина L равна расстоянию от торца фрезы до радиусного перехода между цилиндрической частью корпуса и коническим хвостовиком.

Момент инерции, по аналогии с концевой фрезой $I_{(X,Y)} = \frac{D^4}{48}$. Тогда, деформация корпуса фрезы в произвольном сечении от силы PX :

$$d_{(X)(j)} = \frac{PX}{2Er^4} [(CPX-l)^3 - (L-l)^3 - 3(L-l)^2 (L-CPX)], \quad (29)$$

а деформация от силы PY :

$$d_{(Y)(j)} = \frac{PY}{2Er^4} [(CPY-l)^3 - (L-l)^3 - 3(L-l)^2 (L-CPY)] \quad (30)$$

где: l - произвольная точка на оси фрезы, r - радиус фрезы в опасном сечении (место перехода от конической части хвостовика к цилиндрической).

Для торца фрезы (1-0):

$$PX_{(j)} = \frac{PX}{2Er^4} [(CPX)^3 - (L)^3 - 3(L)^2 (L-CPX)] \quad (31)$$

$$PY_{(j)} = \frac{PY}{2Er^4} [(CPY)^3 - (L)^3 - 3(L)^2 (L-CPY)] \quad (32)$$

Суммарное смещение торца фрезы в j -ом угловом положении:

$$DXY_{(j)} = \sqrt{(DX)^2_{(j)} + (DY)^2_{(j)}} \quad (33)$$

Изгибающий суммарный момент в j -ом угловом положении:

$$M_{u(j)} = \sqrt{(MX)^2_{(j)} + (MY)^2_{(j)}} \quad (34)$$

Суммарные изгибающие напряжения в j -ом угловом положении:

$$\sigma_{u(j)} = MX_{(j)}/\omega_n + MY_{(j)}/\omega_n = \frac{32MX_{(j)}}{\pi d^3} + \frac{32MY_{(j)}}{\pi d^3} \quad (35)$$

где: d - диаметр фрезы в опасном сечении.

Суммарный крутящий момент в j -ом угловом положении:

$$MK_{(j)} + PT_{(j)} R \quad (36)$$

где: R - радиус рабочей части фрезы.

Суммарные напряжения кручения в j -ом угловом положении:

$$\tau_{(j)} = \frac{MK_{(j)}}{\omega_p} = \frac{16MK_{(j)}}{\pi d^3} \quad (37)$$

Суммарный угол закручивания торца фрезы в j -ом угловом положении:

$$\theta_{(j)} = \frac{MK_{(j)}L}{G\sigma_p} = \frac{MK_{(j)}L.32}{G\pi d^4} \quad (38)$$

Расчет на прочность в условиях сложного напряженного состояния (изгиб и кручение) проведем по IV-ой теории прочности (критерий удельной потенциальной энергии формоизменения), достаточно хорошо подтвержденной для пластичных материалов [5].

Определим приведенный момент в j -ом угловом положении:

$$M_{пр(j)} = \sqrt{0,75(MK)^2_{(j)} + (MX)^2_{(j)} + (MY)^2_{(j)}} \quad (39)$$

Тогда эквивалентные напряжения в j -ом угловом положении фрезы:

$$\sigma_{эKB(j)} = M_{пр(j)} / \omega = 32 M_{пр(j)} / \pi d^3 \leq [\sigma] \quad (40)$$

$$[\sigma] = \sigma_B / n_B \quad (41)$$

где: σ_B - временное сопротивление материала корпуса, n_B - коэффициент запаса прочности.

Для пластичных материалов $n = 2,4-2,6$ [5].

Концевая Т-образная фреза работает в условиях переменных нагрузок и сложного напряженного состояния. Для расчета на прочность материалов в пластическом состоянии в таких случаях можно использовать IV-ю теорию прочности, согласно которой [5]:

$$\sigma_{-1} = \sqrt{\sigma_a^2 + 3\tau_a^2} \quad (42)$$

где: σ_{-1} - предел усталости при симметричном цикле нагружения ($r = -1$),

σ_a - амплитудные значения изгибных напряжений цикла,

τ_a - амплитудные значения напряжений кручения,

r - характеристика цикла нагружения.

Значения σ_a , τ_a , r определяются из графиков $\sigma_{u(j)}$ и $\tau_{(j)}$ в зависимости от углового положения фрезы и схемы обработки паза. В качестве примера реализации предложенной модели и методики расчета выполнено моделирование загрузки зубьев, расчет сил, напряжений и деформаций корпуса Т-образной фрезы для условий: $D_\phi = 0,038$ м, $B_\phi = 0,017$ м, $Z = 4$; $S_z = 0,0001$ м/зуб; $\epsilon_{P\text{СМП}} = 86^0$; $d_{\text{СМП}} = 0,00952$ м; $d_n = 0,022$ м; $D_j = 0,018$ м; $L = 0,052$ м.

Фреза имеет криволинейные (ω_{var} от 8^0 до 17^0) режущие кромки. Обрабатывается Т-образный паз по схемам А и В в заготовке из стали 45, для которой: $\tau_s = 550$ МПа, $K_T = 2100 a_c^{-0,32}$ Н/мм², $K_R = 520 a_c^{-0,38}$ Н/мм².

Материал корпуса фрезы имеет характеристики: $E = 2 \cdot 10^5$ МПа, $G = 8,4 \cdot 10^3$ МПа. Величина износа по задним поверхностям периферийных и торцовых режущих кромок $\delta = \delta' = 0,1$ мм, коэффициент трения на задних поверхностях $\mu = 0,3$; эмпирический коэффициент для силы трения на задних поверхностях $C_s = 0,53$.

На рисунках 5..8 в качестве примеров приведены зависимости указанных параметров от угла поворота фрезы для случая криволинейной режущей кромки и обработки Т-образного паза по схемам А и В. Как видно из рис. 5, тангенциальная сила PT при обработке паза по схеме А изменяется от нуля примерно до 7000 Н, а радиальная сила PR изменяется от 0 до 3500 Н. При обработке паза по схеме В тангенциальная сила не принимает нулевых значений, а характер изменения обеих сил PT и PR - более плавный. В обоих случаях наблюдается циклическое изменение величин сил с угловым шагом 90^0 , что объясняется наличием 4-х зубьев на рабочей части фрезы.

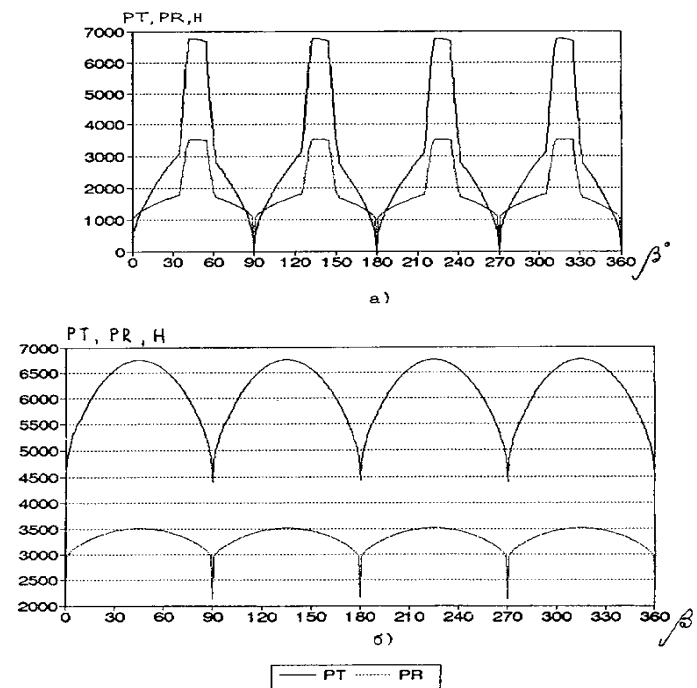


Рисунок 5. Результаты расчета сил PT и PR при работе по схеме А (а) и В (б).

Более сложный характер имеют зависимости сил PX и PY от угла поворота фрезы. При изменении угла поворота изменяются не только абсолютные величины сил, но и их знак, причем обработка паза по схеме А сопровождается более резким изменением сил PX и PY . Следует отметить определенные аналогии на графиках изменения сил при значениях угла поворота, кратных 90^0 . Особенно это заметно для случая обработки паза по схеме В. Это связано с вступлением в контакт с заготовкой уголков перекрывающихся режущих кромок, имеющих противоположный знак угла наклона. По абсолютной величине силы PX и PY примерно такие же, как силы PT и PR . Этот факт объясняется тем, что силы PX и PY являются, по сути, проекциями сил PT и PR на оси X и Y в соответствующих угловых положениях фрезы.

Графики изменения моментов MX и MY в зависимости от углового положения по своей форме почти аналогичны графикам сил PX и PY . Этот факт также представляется вполне логичным, поскольку указанные моменты являются функциями сил PX и PY с учетом значений центров приложения этих сил (графики на рис. 6. для CPX и CPY). Значения CPX и CPY существенно меняются в зависимости от угла поворота фрезы, однако остаются в пределах ширины части фрезы. Поскольку эти значения характеризуют собой центры действия сил, эквивалентных (по создаваемому моменту) распределенной нагрузке на элементарных дисках, утверждать, что расположение их в пределах рабочей части при любом значении угла поворота свидетельствует об адекватности принятой модели реальному процессу.

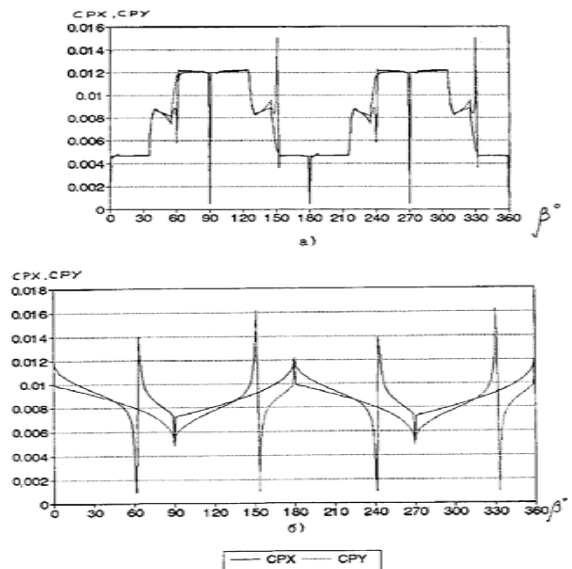


Рисунок 6. Результаты расчета положения центров действия сил CPX и CPY при работе по схеме A (а) и B (б).

На рисунке 7 представлены результаты расчета напряжений изгиба σ_u и кручения $\tau_{кр}$. Графики по своей форме аналогичны графикам соответствующих силовых параметров. При этом по абсолютной величине напряжения изгиба достигают 150 МПа, напряжения кручения - 115 МПа. Крутящий момент вызывает циклическое изменение угла закручивания корпуса фрезы с амплитудными значениями до 0,008 рад. (рисунок 8).

Расчетные значения всех искомых параметров для случаев обработки паза по схемам A и B при прямой, ломаной и криволинейной режущих кромках свидетельствуют о том, что ломаная и криволинейная режущие кромки более предпочтительны по сравнению с прямой кромкой, поскольку обеспечивают уменьшение силовых нагрузок на фрезу и как следствие - уменьшение ее деформаций и напряжений. Это происходит даже притом, что суммарная длина кромки увеличивается, что должно приводить к увеличению суммарной силы.

Литература

Kline W.A., De Vor R.E., Lindberg J.R. The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts // Int. J. Mach. Tool Des. Res. 1982. - Vol. 22, N 1. - pp. 7 - 22.
 Kline W.A., De Vor R.E., Zdeblick W.J. A mechanistic model for the force system in end milling with application to machining airframe structures // 8 -th North Amer. Manuf. Res. Conf. Proc., May 1980.
 Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов М.: Машгиз, 1956. - 368 с.
 Kline W.A., De Vor R.E., Shareel I.A. The prediction of surface accuracy in end milling // Transaction of ASME. - 1982. - Vol. 4.- pp. 272 - 278.
 Писаренко Г.С., Агаров В.А., Квитка А.Л. Сопротивление материалов / Под ред. Г.С.Писаренко: Киев: Высшая Школа. - 1986. - 775 с.

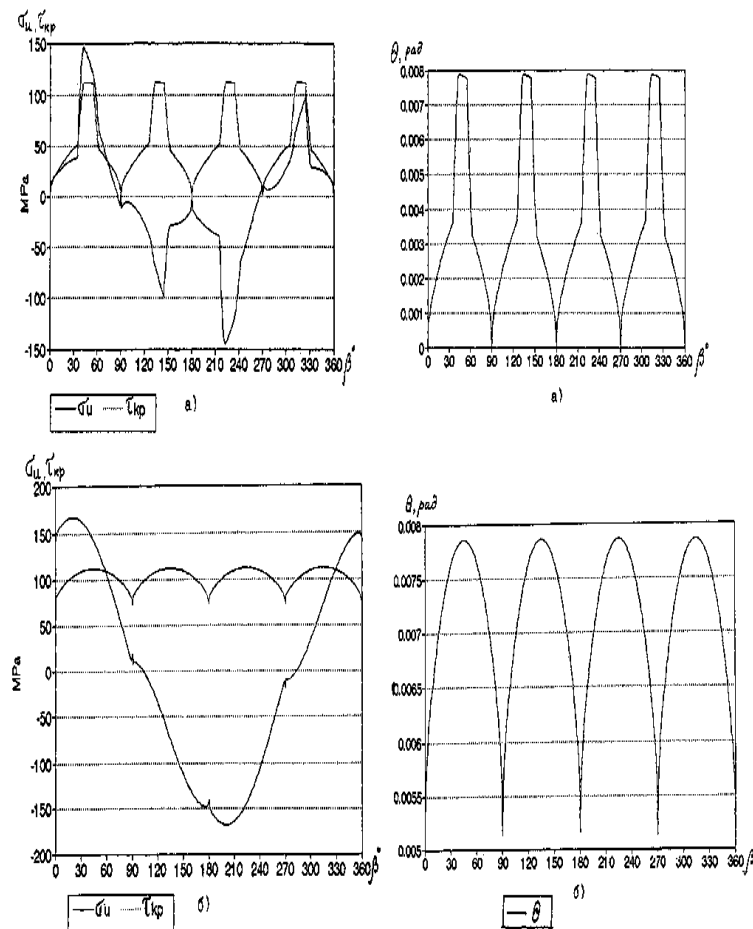


Рисунок 7. Результаты расчета напряжений σ_u и $\tau_{кр}$ при работе по схемам A (а) и B (б).

Рисунок 8. Результаты расчета угла закручивания θ при работе по схемам A (а) и B (б).

Рецензент: д.т.н., проф. Рогов В.А.(ПУДН)

В.Е. Цыганаш

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

СИСТЕМНЫЙ АНАЛИЗ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

The model for an evaluation of efficiency of process of transformation of energy in an electromechanical system is offered.

Актуальность проблемы экономии энергетических ресурсов определяет возрастающее внимание к критериям эффективности процессов передачи и преобразования электрической энергии в другие виды и, в первую очередь, в механическую работу, поскольку здесь расходуется около 60% всей электроэнергии и при этом значительная её часть теряется в элементах силовых каналов электроприводов металлорежущих станков, промышленных роботов и других электромеханических систем [1].

Традиционно энергетическая эффективность любого процесса передачи или преобразования энергии оценивается КПД, представляющим собой отношение полезной энергии к затраченной, в которой учтены потери. Не вызывая недоразумений в элементарных ситуациях, этот показатель становится неопределённым, а иногда и лишённым смысла в характерных для электромеханического преобразования случаях, когда измеряются величина и направление потока энергии, когда энергия, запасённая на одном интервале, расходуется на другом и т.п. На практике всё это приводит к тому, что в подавляющем большинстве случаев двигатели оказываются недогруженными, т.е. фактические значения КПД и $\cos\varphi$ оказываются ниже, иногда существенно, номинальных значений.

Неопределённость критерия оценки эффективности процесса передачи и преобразования энергии порождает множество неувязок на практике, когда нужно сравнивать системы, выбирать лучшие, стимулировать рациональное энергоиспользование, вводить санкции на нерациональное и т.п. Недостатки критерия приводят к несовершенству алгоритмов определения расчётных затрат электроэнергии на различные технологические операции, в них часто не учитывается степень эффективности энергетических процессов, т.е. не стимулируется энергосбережение. Для исключения указанных неопределённостей необходим более совершенный и универсальный показатель, который позволял бы полно и однозначно оценивать эффективность энергетических процессов в любых конкретных условиях, обладал бы достаточной простотой и удобством в практических применениях и сводился бы к общепринятому КПД в простых ситуациях. Для внедрения в практику такого показателя очень важно разработать надёжную, достаточно простую и недорогую модель, определяющую этот показатель в промышленных условиях.

В настоящей статье рассматривается упрощённый вариант подхода к решению поставленной задачи с применением в качестве критерия оптимального управления электрическим режимом привода коэффициента использования мощности источника питания. Хотя такой вариант и не обеспечивает решения задачи в полном объёме, он очень перспективен для широкого круга задач, и, в частности, для управления энергопотребителями в машиностроении и в металлургии.

Рассмотрим энергетические процессы в электромеханической системе с позиций системного подхода. Для этого представим электромеханическую систему как две взаимодействующие между собой подсистемы, из которых первая обеспечивает отбор электроэнергии из сети и её подвод к двигателю, а вторая – непосредственное преобразование электрической энергии в механическую работу. Условно определим первую как “источник питания”, а вторую – как “нагрузку”. Обычно в первой подсистеме допускается регулирование мощности, отбираемой из сети, а во второй имеется возможность влияния на нагрузку, исходя из условий протекания технологического процесса и допустимых условий эксплуатации электрооборудования. Функционально система “источник питания – нагрузка” может быть представлена в виде источника питания, работающего на силовую активно - индуктивно - ёмкостную цепь.

Этот подход уже был опробован и успешно себя зарекомендовал при управлении процессом преобразования электрической энергии в тепловую [2,3]. Рассмотрим какие возможности он может предоставить для оптимального управления преобразованием энергии в электромеханической системе. Для этого по аналогии с [2,3] запишем

$$K_n(t) = \frac{P_n(t) - P_{nom}(I) - \Delta P_p(t)}{P_n(t)} = \frac{P_n(t) - P_{nom}(I) - (U\Delta I + I\Delta U)}{P_n(t)},$$

где $K_n(t)$ - коэффициент использования мощности источника питания;

$P_n(t)$ - заданное значение мощности источника питания;

$P_{nom}(I)$ - мощность потерь, зависящая от тока I силовой цепи;

$\Delta P_p(t)$ - недоиспользованная мощность источника питания, возникающая в результате отклонения от оптимального режима по току на ΔI и по напряжению на ΔU ;

U - напряжение на нагрузке; t - время.

Через $P_n(t)$ обозначим полезную мощность, которая полностью преобразуется в механическую работу.

Отметим, что при правильном выборе $P_n(t)$ и $\Delta P_p(t) = 0$ в системе поддерживается оптимальный электрический режим $P_n(t) = P_{n,max}$. Доминирующим параметром при управлении электрическим режимом привода здесь является $\Delta P_p(t)$. В системе управления её удобно определять, моделируя процесс преобразования энергии в силовой цепи привода с помощью управляемого колебательного контура (КК) высокой добротности [3] (рисунок 1).

$$u(t) = \frac{d\psi}{dt} = \frac{d(Li)}{dt} = L \frac{di}{dt} + i \frac{dL}{dt} \cong L\Delta i + i\Delta L, \quad (1)$$

где L - индуктивность КК, изменяемая под воздействием U ; i - мгновенное значение тока в контуре КК, изменяемое под воздействием I ; ψ - потокосцепление катушки контура КК; $u(t)$ - мгновенное значение напряжения огибающей на индуктивности контура КК; d , Δ - оператор дифференцирования и символ приращения величины.

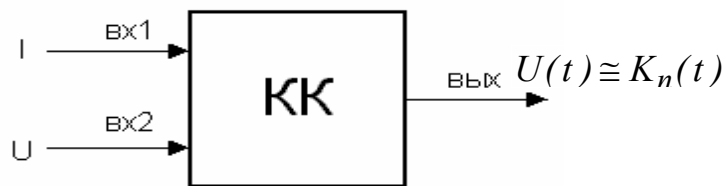


Рисунок 1 – Структурная схема модели

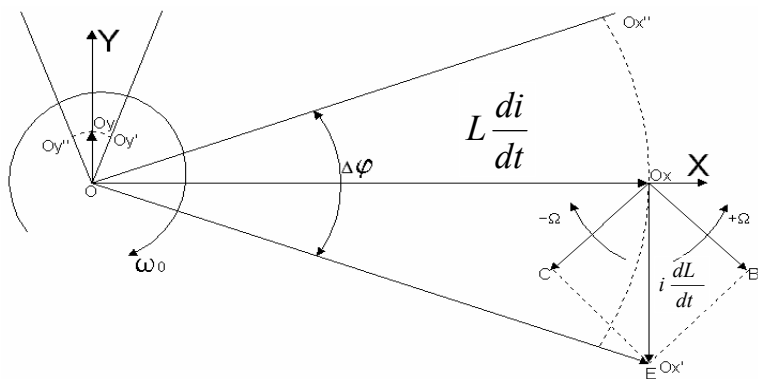


Рисунок 2 – Векторная диаграмма, иллюстрирующая взаимодействие сигналов в колебательном контуре

Применение такой модели равновесия, записанной в форме экстремального принципа, даёт возможность получить систему управления, инвариантную к системе координат, в которой рассматривается моделируемая система. Это утверждение может быть обосновано тем, что уравнение (1) аналогично описанию сложного движения точки в механике, когда движение в неподвижной (абсолютной) системе отсчёта представляется в виде векторной суммы двух движений: движения точки в относительной системе отсчёта (относительное движение) и движения самой относительной системы координат (переносное движение). В нашем случае по аналогии с механикой

$L \frac{di}{dt}$ - характеризует движение в абсолютной системе отсчёта;

$i \frac{dL}{dt}$ - характеризует движение относительной системы отсчёта;

$u(t) = \frac{d}{dt}(Li)$ - характеризует движение в относительной системе отсчёта. В ме-

ханике такому представлению соответствует $\mathcal{G}_{omn} = \mathcal{G}_{abc} - (+\mathcal{G}_{nep})$, где $\mathcal{G}_{omn}, \mathcal{G}_{abc}, \mathcal{G}_{nep}$ - векторы относительной, абсолютной и переносной скоростей движения точки.

Для сигналов такую геометрическую модель наглядно можно представить в виде векторной диаграммы на плоскости [4] (рисунок 2). На этой диаграмме ось времени вращается по часовой стрелке с угловой частотой ω_o , причём отсчёт угла $\omega_o t$ ведётся от оси OY . Это колебание несущей частоты, поступающее в колебательный контур и равное $u_o \sin \omega_o t$, представлено на диаграмме в виде неподвижного вектора OOy длиной u_o . Тогда напряжение на выходе КК при отсутствии входных сигналов $u(t) = u_o \omega_o L \cos \omega_o t$. Его величина максимальна, если несущая частота ω_o равна собственной частоте контура. На диаграмме оно представлено в виде вектора OOx . Фазовый сдвиг между OOx и OOy равен $\pi/2$.

Допустим, что на вх1 КК (рисунок 1) поступает сигнал $I = A \cos \Omega t$, где A - характеризует амплитудное значение тока силовой цепи привода, Ω - частота. Тогда при малых значениях A спектр колебания в КК будет состоять из несущей частоты ω_o и двух боковых частот: верхней $\omega_o + \Omega$ (вектор OxB) и нижней $\omega_o - \Omega$ (вектор OxC). При этом результирующий вектор модуляции OxE будет перпендикулярен к направлению вектора OOx , изображающего несущее колебание. Вектор OE , изображающий результирующее колебание, изменяется как по фазе, так и по амплитуде. Фазовые изменения на диаграмме ограничены диапазоном $\Delta\varphi$.

Подчеркнём, что перемещения OE в этом диапазоне происходят вследствие изменений тока $\left(L \frac{di}{dt}\right)$. При этом центр вращения векторов OxC и OxB не меняется, так как параметры колебательного контура постоянны. Это равносильно движению точки в абсолютной системе отсчёта при отсутствии переносного движения. При этом $\mathcal{G}_{omn} = \mathcal{G}_{abc}$.

Допустим теперь, что на вх2 КК (рисунок 1) поступает сигнал $U = I$. При этом для параметров КК характерно $L = \text{var}, C = \text{const}$, где C - ёмкость КК. При соответствующем подборе параметров колебательного контура можно добиться, что вектор OE будет перемещаться в том же диапазоне и изменяться по тому же закону, что и в первом случае. Эти перемещения OE вызваны изменением индуктивности $\left(i \frac{dL}{dt}\right)$. Это равносильно состоянию покоя точки в абсолютной системе отсчёта при одновременном перемещении относительной системы координат. При этом $\mathcal{G}_{omn} = -(+\mathcal{G}_{nep})$.

Одновременное поступление различных входных воздействий на оба входа КК приводит к перемещению OE как в результате изменения тока $\left(L \frac{di}{dt}\right)$, так и в ре-

зультате изменения индуктивности $\left(i \frac{dL}{dt}\right)$. Центр вращения векторов OxC и OxB также меняется. Это равносильно общему случаю движения точки в механике

$\mathcal{G}_{омн} = \mathcal{G}_{абс} - (+ \mathcal{G}_{пер})$, где $\mathcal{G}_{омн}$ эквивалентно $\frac{d}{dt}(Li)$. Для такого вида движения в механике возможен случай, когда движение в относительной системе отсчёта себя не проявляет, несмотря на наличие движения в абсолютной системе отсчёта и на движение относительной системы отсчёта. Этот случай удобно отождествлять с наличием оптимального электрического режима в электромеханической системе. Его можно воспроизвести экспериментально и в КК. Для этого достаточно на оба входа КК подать сигналы $U = I$. В результате получим, что центр вращения векторов $OxС$ и $OxВ$ изменяется, т.е. наблюдается вращение векторов вокруг мгновенного центра вращения. При этом мгновенный центр вращения перемещается так, что вектор OxE равен нулю. Это аналогично движению в механике, когда $\mathcal{G}_{абс} - (+ \mathcal{G}_{пер}) = 0$, т.е. $\mathcal{G}_{омн}$ не имеет низкочастотной составляющей движения. При этом в выходном сигнале КК будут отсутствовать составляющие $\omega_0 \pm \Omega$ и в контуре не нарушится резонансный режим, соответствующий в данном случае оптимальному режиму преобразования энергии в электромеханической системе.

Такой подход к определению оптимальности режима работы силовой цепи привода с одной стороны инвариантен к величине и форме входных сигналов, которые могут быть и не дифференцируемыми, а с другой – сравнительно просто реализуется, т.к. наступает в момент отсутствия фазовых сдвигов между U и I . Важным фактором является и то, что при этом не добавляется новых координат в системе управления, сохраняются принцип взаимности [2,3] и высокое быстродействие. Это открывает возможности для разработки оптимальной системы стабилизации мощности резания с более высокими технико-экономическими показателями.

Литература

- 1 Ильинский Н.Ф., Горнов А.О. Критерии эффективности процесса электромеханического преобразования энергии / Электричество. 1987. № 10 с.24 – 29.
- 2 Пищулина Е.В., Цыганаш В.Е. Критериальная оценка качества управления электрическим режимом печи электрошлакового переплава // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научн. трудов. – Донецк: ДонГУ, 2000. Вып. 13. С 85-89.
- 3 Цыганаш В.Е. Метод моделирования электрического режима индукционной электротермической установки // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії: Зб. наук. пр. Краматорськ – Слов'янськ, 2000. – с. 316 – 319
- 4 Гоноровский И.С. Радиотехнические цепи и сигналы. – М.: Сов. Радио, 1971. – 672 с.

Рецензент: к.т.н., доц. Сердюк А.А.(ДГМА)

УДК 621.791.92

В.Д.Кассов

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

ОПТИМИЗАЦИЯ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ МЕТАЛЛООБРАБАТЫВАЮЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ

The method optimum modes account of overlaying of the rotation bodies ensuring reception of given characteristics and overlaying layer chemical structure is indicated

Восстановительная наплавка порошковыми электродами изношенных рабочих поверхностей деталей станочного оборудования является эффективным технологическим приемом поддержания их работоспособности. Для выбора оптимальных режимов наплавки, обеспечивающих получение заданных характеристик и химического состава наплавленного слоя при условии минимального припуска на механическую обработку, были построены уравнения регрессии, связывающие режимы наплавки порошковой проволокой с технологическими параметрами режима.

В итоге получено:

– зависимость сварочного тока $I_{св}$ (А) от диаметра детали $D = 50 \dots 500$ мм:

$$I_{св} = 140 + 0,7D, \quad (1)$$

– зависимость коэффициента наплавки α_n (г/А·ч) и напряжения дуги U_d (В) от сварочного тока $I_{св} = 170 \dots 400$ А:

$$\alpha_n = 5,6 + 5,85 \cdot 10^{-2} \cdot I_{св} - 0,65 \cdot 10^{-4} \cdot I_{св}^2; \quad (2)$$

$$U_d = 11,0 + 0,055 \cdot I_{св}; \quad (3)$$

– зависимость ширины наплавленного валика b (мм) и коэффициента усиления β от сварочного тока $I_{св}$ и скорости наплавки $V_n = 15 \dots 40$ м/ч:

$$b = 10,5 + 0,025 \cdot I_{св} - 0,10 \cdot V_n; \quad (4)$$

$$\beta = 0,665 + 0,505 \cdot 10^{-2} \cdot I_{св} + 0,0267 \cdot V_n - 0,43 \cdot 10^{-4} \cdot I_{св} \cdot V_n \quad (5)$$

Для выбора V_n (м/ч) и шага наплавки H (мм) выполним следующие преобразования. Учитывая, что

$$\pi \cdot h \cdot (D + h) \cdot l_n \cdot \rho_n = \frac{\gamma \cdot \alpha_n \cdot I_{св} \cdot \pi \cdot D \cdot l_n}{V_n \cdot \alpha \cdot b \cdot 10^3},$$

где h – толщина наплавленного слоя после проточки, мм;
 l_n – длина наплавленного участка тела вращения, мм;
 ρ_n – плотность металла наплавки, $\rho_n = 7,85 \cdot 10^{-3}$ г/мм³;
 γ – доля оставшегося металла после проточки;
 α – относительный шаг наплавки;

имеем:

$$\rho_n \cdot h \cdot (D + h) - \frac{\gamma \cdot \alpha_n \cdot I_{св} \cdot D}{V_n \cdot \alpha \cdot b \cdot 10^3} = 0.$$

Заменяя ширину валика b выражением (4), получаем:

$$10^3 \cdot \alpha \cdot \rho_H \cdot h \cdot (D+h) \cdot V_H \cdot (10,5 + 0,025 \cdot I_{св} - 0,10 \cdot V_H) - \gamma \cdot \alpha_H \cdot I_{св} \cdot D = 0.$$

Обозначая через

$$A = 10^3 \cdot \alpha \cdot \rho_H \cdot h \cdot (D+h), \quad (6)$$

получим следующее квадратное уравнение:

$$0,10 \cdot A \cdot V_H^2 - (10,5 + 0,025 \cdot I_{св}) \cdot A \cdot V_H + \gamma \cdot \alpha_H \cdot I_{св} \cdot D = 0. \quad (7)$$

Используя полученные зависимости, можно определить оптимальные режимы наплавки тел вращения и состав сердечника порошковой проволоки.

Исходные данные для расчета: h_n —общая высота наплавки тела вращения после механической обработки; m —минимальное число слоев наплавки; D —диаметр наплавляемой детали; V_{\min} , V_{\max} —минимальная и максимальная допустимая скорость наплавки; Me^n —содержание легирующего элемента в n -ом слое; Me^0 —содержание легирующего элемента в основном металле.

Алгоритм расчета состоит из следующих этапов.

Этап 1. Определяется сварочный ток $I_{св}$ по формуле (1). При этом, если полученное значение $I_{св}$ выходит за пределы 170...400 А, то сварочный ток принимается равным предельному значению.

Этап 2. Рассчитывается коэффициент наплавки α_H по формуле (2) и напряжение дуги U_d по формуле (3).

Этап 3. Число слоев наплавки n принимается равным 1.

Этап 4. Определяется высота наплавленного слоя $h=h_n/n$.

Этап 5. Задается относительный шаг наплавки α равным максимальному значению — 0,8.

Этап 6. Рассчитывается доля оставшегося металла после механической обработки γ по формуле:

$$\gamma = \frac{2\alpha\sqrt{1-\alpha^2}}{\arcsin\alpha + \alpha\sqrt{1-\alpha^2}}.$$

Этап 7. Рассчитывается скорость наплавки V_H путем решения уравнения (7).

Этап 8. Если полученное значение скорости наплавки V_H находится в допустимых пределах $[V_{\min}, V_{\max}]$, то рассчитываются основные параметры процесса наплавки: ширина валика b — по формуле (4); относительный шаг наплавки $H=\alpha b$; коэффициент усиления β — из формулы (5); доля участия металла предыдущего валика в последующем δ — из формулы:

$$\delta = \frac{\frac{\pi}{4} + \frac{2}{3}\beta - \beta\left(\alpha - \frac{\alpha^3}{3}\right) - \frac{1}{2}\arcsin\alpha - \frac{1}{2}\alpha\sqrt{1-\alpha^2}}{\frac{\pi}{4} + \frac{2}{3}\beta};$$

доля участия основного металла в металле второго и последующего валиков φ — из формулы:

$$\varphi = \frac{2\left(\arcsin\alpha + \alpha\sqrt{1-\alpha^2}\right)}{\pi(1+\beta)}.$$

Рассчитанные значения параметров выводятся на печать.

Этап 9. Если полученное значение V_H не входит в допустимый интервал $[V_{\min}, V_{\max}]$, то уменьшается относительный шаг наплавки α , и расчет повторяется с этапа 6.

Этап 10. Если при уменьшении α до минимального значения 0,5 скорость V_H не входит в интервал $[V_{\min}, V_{\max}]$, то увеличивается число слоев наплавки n и расчет повторяется с этапа 4.

Этап 11. Определяется химический состав наплавленного металла Me_n без примеси основного:

$$Me_n = \frac{Me^n - Me_0\left(\frac{\varphi}{1-\delta}\right)^n}{1 - \left(\frac{\varphi}{1-\delta}\right)^n}$$

Этап 12. Исходя из известных зависимостей химического состава наплавленного металла Me_n от композиции газшлакообразующей и легирующей частей порошкового электрода вида $Me_n=f(Me, C_{гш}, K_0, CO_2)$ (где Me , $C_{гш}$, CO_2 — содержание легирующих элементов, газшлакообразующих компонентов и углекислого газа в проволоке при полном разложении компонентов, %; K_0 — основность исходного шлака), определяется содержание легирующих элементов Me в проволоке и содержание ферросплавов и газшлакообразующих компонентов в шихте сердечника порошковой проволоки.

Данный алгоритм реализован в виде *Pascal*-программы.

На рисунке 1 приведены зависимости шага наплавки H (мм) от высоты наплавленного слоя после механической обработки h и диаметра восстанавливаемой детали D . Эти зависимости получены при условии, что относительный шаг наплавки α может изменяться в пределах 0,5...0,8. Если шаг наплавки α будет приблизительно равен оптимальному значению 0,68...0,72, то зависимости для определения шага наплавки H уже будут иметь вид, представленный на рисунке 2. Видно, что при $\alpha \approx 0,7$ получить заданную толщину слоя наплавки h удастся не всегда. Так при $D=100$ мм h может изменяться в пределах 1,0...1,6 мм, а при $D=300$ мм h может изменяться в пределах 1,4...3,5 мм. Если же относительный шаг α варьировать в более широких пределах 0,5...0,8 мм, то высота h может изменяться, например, для $D=100$ мм в пределах 1,0...3,0 мм, а для $D=300$ мм — в пределах 1,2...4,0 мм.

Получить заданную толщину наплавленного слоя после механической обработки h можно при различных значениях шага наплавки H и скорости наплавки V_H . На рисунке 3 приведены номограммы для определения шага H и скорости V_H по высоте наплавленного слоя h для деталей диаметром 200 и 400 мм. Видно, что с увеличением шага H и одновременным уменьшением скорости V_H по приведенным кривым можно получить одну и ту же высоту наплавленного слоя после механической обработки.

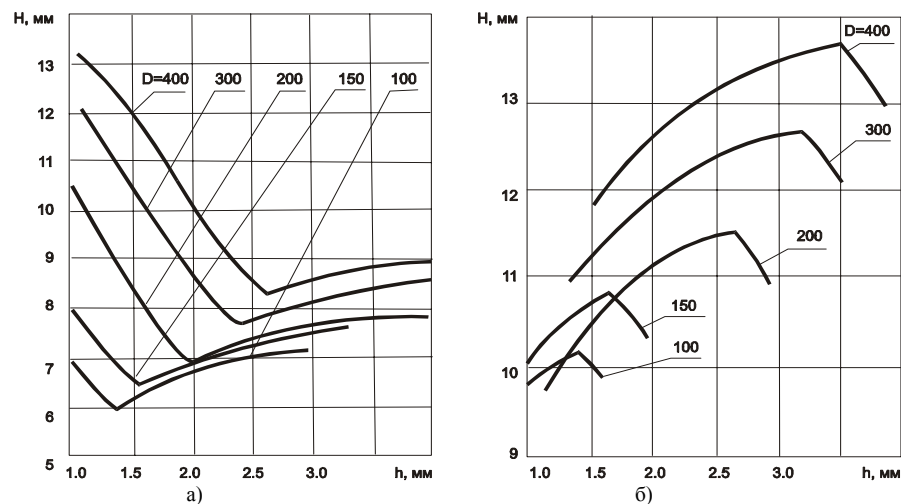


Рисунок 1 – Зависимость шага наплавки Н от высоты наплавленного слоя после механической обработки h и диаметра детали D: а) $\alpha = 0,5 \dots 0,8$; б) $\alpha = 0,68 \dots 0,72$.

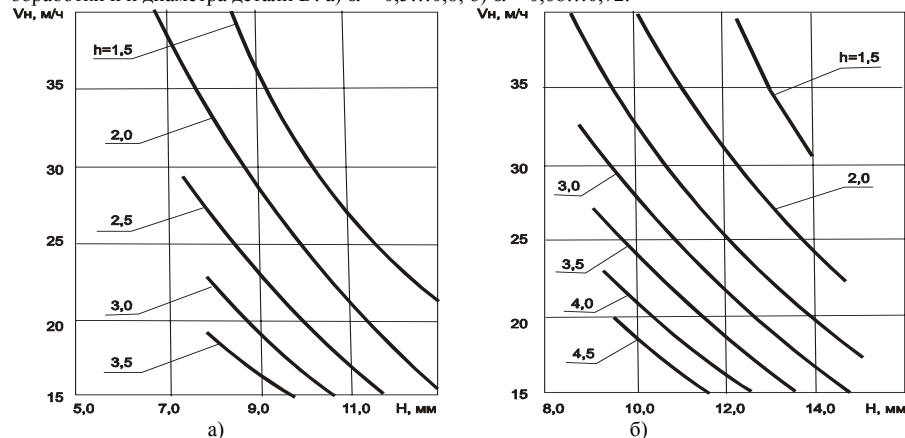


Рисунок 2 – Номограмма для определения шага (Н) и скорости (V_H) наплавки по высоте наплавленного слоя после механической обработки h для деталей диаметром: а) 200 мм; б) 400мм

Предложенная последовательность расчета позволяет оптимизировать технологические параметры процесса наплавки при условии минимального припуска на последующую механическую обработку. Полученные рекомендации были использованы, в частности, при наплавке валов токарных многорезцовых станков.

Рецензент: д.т.н., проф. Размышляев А.Д.(ПГТУ)

УДК.621.774.

А.В. Маковецкий

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ БЕЗОПРАВОЧНОГО ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ИЗДЕЛИЙ ИЗ КРУГЛЫХ ТРУБ

In the article the problems of optimization of the combined tool realizing processing of thin pipes are considered. The construction of the tool is indicated. The criterion function is offered a giving possibility to optimize a number of parameters of process.

Для формообразования сложных изделий из тонкостенных труб необходим специальный инструмент. Это вызвано тем, что трубы имеют небольшую толщину стенки $s/D_0 < 0,003$, а следовательно возможна потеря устойчивости при безоправочной обработке. Для устранения этого недостатка была предложена конструкция инструмента осуществляющего комбинированное действие - деформирование предварительно нагретой трубы и затем ее механическую обработку в требуемой части на требуемой длине при последующем остывании ее. Инструмент (рисунок 1) представляет собой деформирующие элементы 1 выполненные с профилированной рабочей поверхностью, установленные на плите 2 в стойках 3 и 4, закрепленных гайками 5. Это обеспечивает регулировку положения деформирующих элементов по высоте по отношению к оси обкатки, деформирующие элементы 1 являются съемными. На выходном участке второго деформирующего элемента установлены режущие элементы 7.

Заготовка 6, закрепленная в зажиме, совершает вращательное движение относительно своей продольной оси или оси обкатки, инструмент же совершает движение перпендикулярно этой оси.

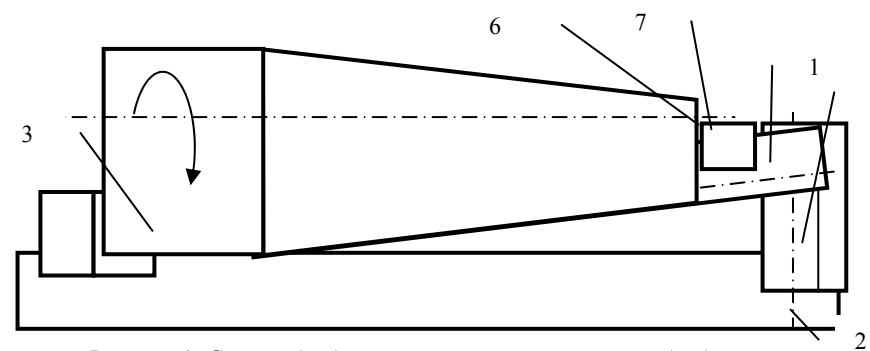


Рисунок 1- Схема обработки круглой тонкостенной трубы без оправки
В свою очередь режущий элемент является вставкой, на конечном деформирующем участке и имеет форму, приведенную на рисунке 2.

При этом усилии, действующее на инструмент, существенно возросло.

Усилие на элементы 1 можно представить в виде функции:

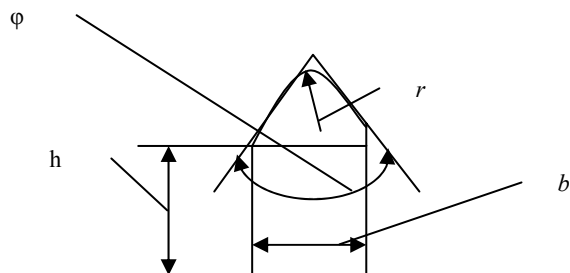


Рисунок 3 - Вид режущего элемента и его характеристики

$$P = f(\lambda, \Delta\varphi, n, V_u, \sigma_s, D, d, S_o, S, K_{конф})$$

- где λ - угол подъема образующей инструмента в градусах;
 $\Delta\varphi$ - характеристика деформационных свойств инструмента в град/об;
 n - скорость вращения заготовки, об/мин;
 V_u - скорость поперечного движения инструмента, м/с;
 σ_s -сопротивление деформированию заготовки - МПа;
 D, d - геометрические параметры заготовки- изделия, мм;
 S, S_o - толщины стенок трубы и изделия, мм;
 $K_{конф}$ - коэффициент, характеризующий конфигурацию изделия.

Для предложенного инструмента характерны зависимости типа

$$\Delta\varphi = \varphi(n, V_u)$$

В свою очередь, в качестве уравнения связи для S/S_o и S можно предложить зависимость.

$$S/S_o = \frac{(2 * D_0 - S_0) * \eta}{4 * \rho}$$

где $s | s_o$ - относительная толщина стенки изделия- заготовки;

η - коэффициент, характеризующий вытяжку на заключительной стадии процесса, т.е. фактическую длину участка обрабатываемого резанием для большинства встречающихся случаев.

Эту зависимость можно представить на графике, рисунок 4.

$N(\rho)$ от текущего радиуса ρ , где $D_o =$, $S_o =$ при разных значениях коэффициента $\eta = 1.0$ для $A(\rho)$ и $\eta = 0.8$ для $N(\rho)$

Для усилия действующего на режущей части 7 предлагаем зависимость :

$$P = f(n, V_u, \sigma_m, D, d, S/S_o)$$

где: σ_m - предел текучести, Мпа.

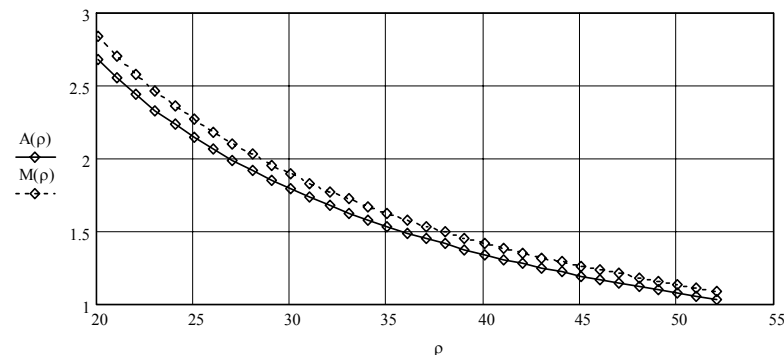


Рисунок 3- График зависимости относительной толщины стенки заготовки $A(\rho)$ и Суммарное усилие на инструменте при этом можно найти как

$$\overline{P}_{\Sigma} = \overline{P}_{\partial x, y, z} + \overline{P}_{p x, y, z} \quad (1)$$

Основным ограничением при обработке осеботонкостенных оболочек служит условие потери устойчивости оболочки. При этом,

$$P_{\Sigma} \leq [P], \quad (2)$$

в качестве выражения для критического усилия - $[P]$ можно выбрать условие потери устойчивости приведенное в работе [2].

Следовательно основным условием оптимизации комбинированного процесса будет минимизация выражения (1) при основном ограничении типа (2).

Т.е. это можно записать в виде

$$\overline{P}_{\Sigma} = \overline{P}_{\partial x, y, z} + \overline{P}_{p x, y, z} \Rightarrow \min \quad (3)$$

Подстановка вышеприведенных выражений в целевую функцию (3) не позволяет в дальнейшем получить аналитическое решение задачи.

Решение задачи минимизации выражения (3) рационально провести численно с использованием известных процедур на ПЭВМ.

В качестве выводов по работе можно привести следующие:

- предложено совмещать деформирующий инструмент с режущим при обработке тонкостенных оболочек;
- предложен критерий оптимизации разработанного технологического приема обработки, основывающегося на критерии устойчивости оболочки;
- целесообразно численное решение задачи минимизации с использованием ПЭВМ; разработан прием безошибочной обработки тонкостенных изделий совмещающий деформирование- точение.

Литература

- 1 Могильный Н.И., Кисилев В.Н. Станочнику-машиностроителю. Справочное пособие. Донецк. Донбасс.:1984.-125 с.
- 2 Маковецкий А.В. Устойчивость деформируемых оболочек при обкатных работах // Разработка и исследование высокоэффективных технологических процессов, оснастки и оборудования. Обработка металлов давлением. Сб. научных трудов. №2. Киев. 1990. С.130-133.

Рецензент: д.т.н. А.Ф.Тарасов (ДГМА)

УДК 623

Л.В. Пивоваров, З.Г. Липская, О.В. СубботинСлавянский государственный педагогический институт, г. Славянск, Украина
Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина**ИНФОРМАЦИОННОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ И ВОПРОСЫ ОПТИМИЗАЦИИ
В ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНЫХ СИСТЕМАХ***In the article the device is offered, which one allows to show and to estimate link of disciplines, readable to the students, defining knowledge of a concrete speciality, with again inlet or readable on adjacent courses. This device should become a base for build-up of the optimum educational plan.*

Развитие науки, техники и информационных технологий – непрерывный процесс. Это определяет появление новых дисциплин, читаемых учащимся и студентам. Нарастающий темп развития этого процесса определяет их количество, что в свою очередь «разбавляет» учебный план дисциплинами, изначально необходимыми для формирования порогового уровня знаний для информационной адаптации студентов к современным условиям. При этом загрузка плана малыми и разнородными дисциплинами зачастую уводит студентов от понимания сути и специфики выбранной специальности. С трудом виден переход от дисциплин фундаментального характера к специальным и профессионально-ориентированным. Именно эти обстоятельства привели к необходимости поиска такого аппарата, который позволил бы показать и оценить связь предлагаемых дисциплин, определяющих знание по конкретной специальности, с вновь вводимыми или читаемыми на смежных курсах. Этот аппарат и должен стать основой для построения оптимального учебного плана. Специфика поставленного вопроса определяет философский подход к этой проблеме.

Категории в философии – это наиболее общие и фундаментальные понятия, отражающие существенные всеобщие свойства и отношения явлений действительности и познания. Категории возникли и развиваются как результат исторического познания и общественной практики.

Категории являются узловыми пунктами познания, «ступеньками», моментами проникновения мышления в сущность вещей. Они являются идеальным аналогом материального мира, его общих свойств, связей и отношений. Отсюда вытекает их методологическая ценность и необходимость применения к исследованию явлений и природы, и общества, и мышления, и обучения. Вместе с тем категории являются необходимым интеллектуальным средством преобразования. Теоретическое воспроизведение действительности и ее мысленное творческое преобразование возможно лишь в системе категорий.

Категории выступают в роли «мерки» уместимости объекта, логического средства его понимания и фиксации. Они – организующие принципы мышления, узловые пункты связи субъекта и объекта. Это как бы эталоны, с помощью которых осмысливается все богатство чувствительной непосредственности.

Усвоение категорий в ходе индивидуального развития человека является необходимым условием формирования способности теоретического мышления.

Категории являются надежной отправной точкой обнаружения новых знаний на стыке наук.

Классическим примером чрезвычайно продуктивной межпредметной связи может служить связь экспериментальной физики Майкла Фарадея (в которой практически нет математических символов) и математикой Джеймса Клерка Максвелла, с помощью которой он преобразовал язык Фарадея в математические символы, определил предельное значение скорости света и открыл дорогу А. Эйнштейну к его теории относительности.

Можно привести немало примеров, когда на стыке казалось бы разных наук обнаруживались новые фундаментальные знания и на их основе рождались новые знания и новые науки. Например, на стыке математики, психологии, автоматического управления возникли кибернетика, бионика, информатика, инженерная генетика и др. Динамика развития наук и новых технологий связана с динамикой межпредметных (межнаучных) связей. Педагогика также должна поставить проблему межпредметных связей в группу основных проблем. Эту проблему концептуально можно сформулировать таким образом: от новых межпредметных связей – к новому знанию, новому мировоззрению и новой методологии обучения.

Базовой для анализа информационных проблем педагогики могут служить предложенные нами две леммы и одна теорема.

Лемма 1. Информация без носителя информации существовать не может.

Лемма 2. Количество информации пропорционально энергии носителя информации.

Теорема. В системе носителей информации, находящихся в информационном поле, существуют позитивные или негативные самопроизвольно возникающие информационные связи, интенсивность которых оценивается весовыми коэффициентами связи.

Положительные информационные связи увеличивают количество информации всех элементов системы, а отрицательные – уменьшают эту сумму. Доказательством могут служить уравнения, определяющие полную энергию системы тел, находящихся в любом энергетическом поле: гравитационном, электромагнитном, в поле давления и т.п. Приведенное лишь в общих чертах задает направление поиска строгих математических доказательств и указывает на возможность получения достоверных результатов исследования.

Изложенные выше леммы и теоремы служат фундаментом, на котором строятся методы анализа информационных статистических систем, в частности, задачи информационной педагогики.

Многие теоретические и экспериментальные задачи, связанные с оценкой параметров учебного процесса, проверкой гипотез педагогики с определенной долей осторожности решаются с весьма высокой точностью методами математической статистики и теорией вероятности. Успешно используются корреляционный и регрессивный анализ, квалиметрический принцип исследования. Предвосхищая будущее. Почти полтора века назад Клерк Максвелл писал: «Истинная логика нашего времени – это подсчет вероятностей». Однако достоверность статистических методов удовлетворительна лишь при определенных условиях – большом числе экспериментов, проводимых в одинаковых условиях.

К сожалению, педагогика – это одна из немногих наук, в которые экспериментальные исследования находятся на самом низком уровне. Этот факт объясняется сложностью описания проблем образования математическими символами.

В своей работе «Идея, замысел, гипотеза» [1] В.И. Загвязинский и А.Ф. Закирова писали, что у образовательных учреждений появилась новая функция – исследовательско-поисковая, реализация которой придает педагогическому труду подлинно творческий характер. Однако реализация этой идеи встречает известные затруднения.

В данной работе рассматривается проблема совершенствования учебных дисциплин, в основе использования категории межпредметных связей и повышения, за счет этого эффективности учебного процесса. Эта проблема имеет отношение к стохастическим системам, математический анализ которых весьма трудоемок.

Для определения числовых характеристик исследуемого качества (учебного плана) в первом приближении используется квалиметрический метод [2], в основе которого лежат следующие принципы.

1. Исследуемое качество (план) рассматривается как иерархическая совокупность свойств (дисциплин), которые строятся таким образом, что свойства первого уровня определяются свойствами следующего, второго уровня и т.д.

В некотором смысле такая иерархия напоминает содержание хорошего школьного учебника, в котором название предмета соответствует нулевому уровню структуры, главы книги – первому уровню, параграфы каждой главы – второму уровню и т.д. Такая иерархия включает в себя не только составляющие компоненты качества, но и уровни его развития.

2. Свойства, принадлежащие последнему уровню и уже дальше не упрощающиеся, называются простыми. Они получают численные характеристики $P(i,j)$, называемые абсолютными показателями этих свойств. Здесь j – номер свойства, лежащего на i – уровне. Поскольку абсолютные показатели не позволяют оценивать свойства, вводится относительная оценка $k(i,j) = P(i,1)$, где $P(i,1)$ – функция эталона. Выбор эталона определяется выбором системы баллов оценки (пятибалльная, двенадцатибалльная и т.д.).

3. Каждое свойство качества, находящееся на любом уровне рассмотрения, определяется двумя числовыми параметрами: весомостью M , показывающей важность, значимость этого свойства в структуре исследуемого качества, и относительной оценкой K .

4. Весомость всех свойств одного i – уровня является величиной постоянной: сумма $M(i,j) = C$ – постоянное число.

Это означает, что увеличение весомости одного свойства может происходить только за счет уменьшения другого (одной дисциплины за счет другой). Обычно выбирают $C=1$, так как единица соотносится со 100%, а итоговая оценка будет выражена в пятибалльной системе.

5. Итоговая весомость свойств определяется как среднее арифметическое весомостей, полученных либо математически (например, методом корреляции), либо отдельными экспертами, подобранными соответствующим образом.

Прямоугольная матрица весовых коэффициентов предметов и категорий межпредметных связей по существу является математической моделью произвольно выбранного плана учебных дисциплин, и к ней применены все известные операции пре-

образования матриц. В частности, возможна оптимизация плана по группе обязательных предметов для учебного заведения данной профориентации.

Для решения подобных задач уже имеются подходящие компьютерные программы. Введение коэффициентов матрицы в этой программе можно рассматривать например, как дозы информационного материала, так как относительное время на изучение данной дозы информации.

Для решения задачи целесообразно использовать эвристические компьютерные программы.

Существует немало математических методов определения весомости (важности, значимости, веса свойств предметов, категорий), но все они находятся в области математической статистики и теории вероятностей. Чтобы включить вычислительный процесс в компьютер, необходимо предварительно подготовить банк данных каждого выбранного свойства (предмета, категорий) и соответствующие программы работы компьютера.

Для получения числовой оценки качества плана учебных дисциплин необходимо применить квалиметрический метод дважды: первый раз качество плана K_1 вычисляется без учета влияния категорий межпредметных связей, а второй раз – эти категории учитываются в виде числовых (корреляционных) коэффициентов связи и полученное качество плана со связями K_2 сопоставляется с качеством плана без связи. Качество K_C , вносимое в план категориями связи, очевидно равно $K_C = K_2 - K_1$.

Количественная оценка K_2 качества плана лишь констатирует факт преимущества плана с категориями межпредметных связей. Реализация этого преимущества возможна при условии включения в учебный план новой обязательной для всех учащихся дисциплины, которой авторы дали два предварительных названия: «Категории межпредметных связей» или «Рассказы о категориях мира», написанных в виде комментариев в научно-художественной форме.

Литература

1. Педагогика. Москва, Российская академия образования, 1997, № 2.
2. Педагогика. Москва, Российская академия образования, 1998, № 4.

Рецензент: д.т.н., проф. Габузов Г.Г. (ДГМА)

Раздел 3 Динамика и управление

УДК 621.9.23

В.С. Гузенко, С.Л. Миранцов

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ОТРЕЗНЫХ РЕЗЦОВ.

In paper the outcomes of experimental researches of oscillations of cutoff blades are circumscribed during cutting. The conditions of holding of experiments, technique and instrumentation, used at researches are circumscribed.

На операциях отрезки и прорезки канавок на тяжелых токарных станках возникают интенсивные колебания, амплитудно-частотная характеристика которых изменяется в самых широких пределах. Характер колебаний в основном определяется соотношением жесткости отдельных элементов системы станок – инструмент – деталь, а также режимом обработки. При этом элемент с меньшей жесткостью оказывает доминирующее влияние.

Экспериментальные исследования колебаний отрезных резцов проводились в лабораторных условиях. Объектами исследования являлись частота и амплитуда колебаний отрезных резцов в зависимости от элементов режима резания.

Эксперимент проводился при следующих условиях. Процесс отрезки производился на токарно-винторезном станке модели 164. Заготовка имела диаметр $\varnothing 240$ мм, длину $l=2000$ мм. Материал заготовки - сталь 40ХНМА. В качестве инструмента использовались отрезные резцы с напайными режущими пластинами и пластинами, закрепленными механическим способом со следующими геометрическими параметрами режущей части: $\gamma=6^\circ$, $\alpha=8^\circ$, $\alpha_1=2^\circ 30'$, $\varphi=90^\circ$, $\varphi_1=2^\circ 30'$. Геометрические параметры режущей части инструмента выбирались с [1]. Вылет отрезных резцов L при резании составлял 250 мм и был одинаковым для всех исследуемых конструкций инструмента.

При испытаниях проводилось девять серий экспериментов с разными значениями подачи инструмента s и скорости резания V . Глубина резания оставалась неизменной. Для процесса отрезки использовались следующие режимы резания: глубина резания $t=12$ мм, подача инструмента $s=(0,1 \dots 0,19)$ мм/об., скорость резания $V=(14 \dots 31)$ м/мин. Элементы режима резания назначались по рекомендациям [1], а также в соответствии с мощностью используемого оборудования.

Для регистрации и записи колебаний использовался измерительный комплекс на основе ЭВМ и виброизмерительной аппаратуры ВИ6-6ЕН. На рисунке 1 представлен общий вид виброизмерительного комплекса, установленного на станке. Исследования колебаний производилась непосредственно при обработке заготовки 1 отрезным резцом 2. Регистрация колебаний осуществлялась в тангенциальном и радиальном направлении при помощи датчиков ускорений 4 (ДУ-5С-100), 5 (ДНЗ), установленных непосредственно на инструменте 2 и связанных с виброизмерителем 3 (ВИ6-6ЕН). Измерительные датчики 4 (ДУ-5С-100) регистрировали низкочастотные колебания, а датчики 5 (ДНЗ) высокочастотные. Полученный с измерительных датчиков сигнал

записывался в виде файла на ЭВМ 6, визуальный контроль процесса колебаний производился по дисплею 7 персонального компьютера. Запись процесса колебаний выполнялась с частотой дискретизации 44,1 КГц в течение 15 секунд на каждом из принятых режимов обработки, что позволяло получать 661500 дискретных значений амплитуды колебаний в процессе резания. На рисунке 2 показаны виды низкочастотных и высокочастотных колебаний отрезных резцов в процессе резания.

Анализ полученных в результате эксперимента сигналов выполнялся с использованием дискретного преобразования Фурье при помощи пакета MathCAD и программного комплекса Spectra LAB.

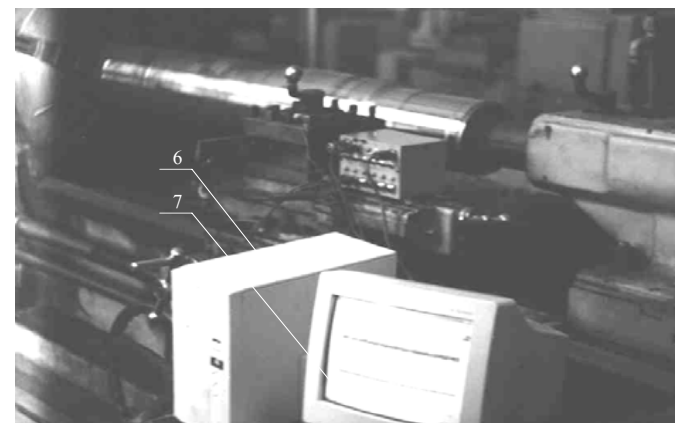
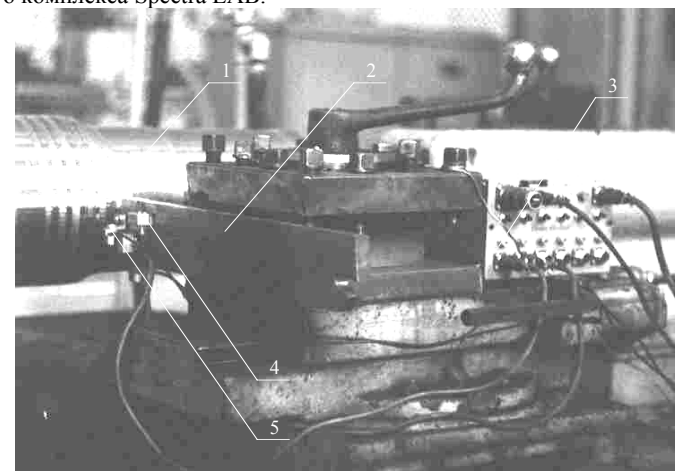


Рисунок 1 - Общий вид виброизмерительного комплекса, установленного на станке для экспериментальных исследований.

Предварительно для определения амплитуды поперечных колебаний отрезных резцов проводилось векторное суммирование записанных сигналов колебаний в тангенциальном и радиальном направлении. Для отсеивания случайных пиковых значений амплитуд, искажающих реальную картину процесса, использовалось усреднение амплитуды сигнала. Усреднение амплитуды сигнала осуществлялось при помощи пакета Spectra LAB и заключалось в делении сигнала на 20 диапазонов, которые суммировались и, по получаемой сумме, вычислялось среднее значение (функция «Peak Hold»). После предварительной обработки сигнала вычислялось дискретное преобразование Фурье. Результатом вычисления дискретного преобразования Фурье являлось получение амплитудно-частотной характеристики (АЧХ) процесса колебаний. На рисунках 3 и 4 показаны АЧХ колебаний отрезных резцов процессе резания.

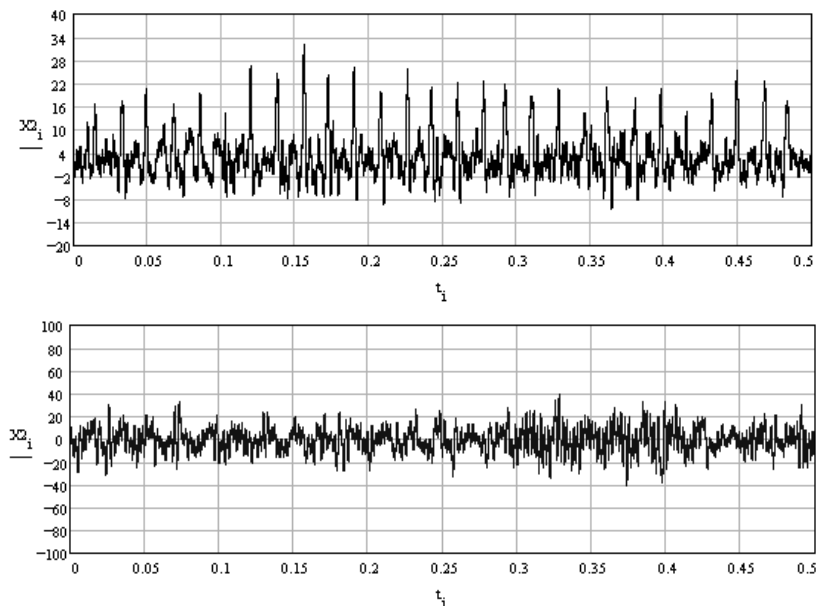


Рисунок 2 - Вид колебаний напайных и сборных отрезных резцов в процессе резания.

Анализ амплитудно-частотных характеристик свидетельствует о наличии колебаний инструмента в процессе работы на некотором диапазоне частот от 0 до 10000Гц, что отображается на АЧХ в виде экстремумов. Так в области низкочастотных колебаний $f = 0 \dots 1000$ Гц колебание резца происходит на частотах $f_1 = 110$ Гц, $f_2 = 415$ Гц. Наличие низкочастотной составляющей в АЧХ отрезных резцов обусловлено колебаниями элементов системы станок-деталь, имеющих значительную массу, которые накладываются на колебания инструмента по принципу суперпозиции. Анализ высокочастотных колебаний $f = 1000 \dots 10$ кГц показывает их наличие на частотах $f_1 = 2500$ Гц, $f_2 = 6500$ Гц. Высокочастотные колебания совершаются непосредственно инструментом в процессе резания и представляют собой изгибные колебания державки,

имеющей определенный вылет в процессе работы. Измерительные датчики, установленные на суппорте станка, высокочастотные колебания в указанном диапазоне частот не зафиксировали, что свидетельствует о незначительности их амплитуды по сравнению с инструментом и их принадлежности к отрезным резцам.

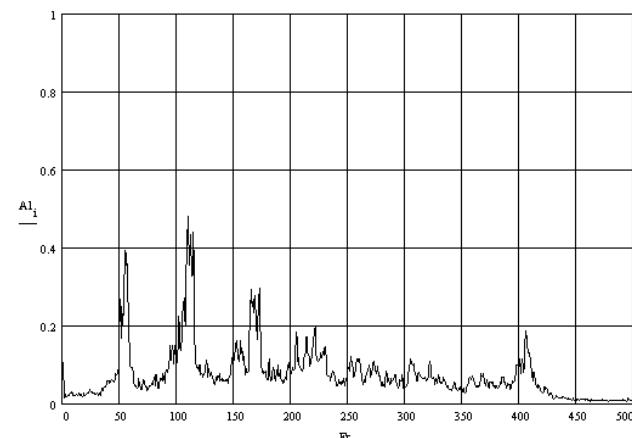


Рисунок 3 - АЧХ низкочастотных колебаний отрезного резца с напайной пластиной. Материал 40ХМА, $D=240$ мм, $t=12$ мм, $s=0,14$ мм/об, $V=14$ м/мин.

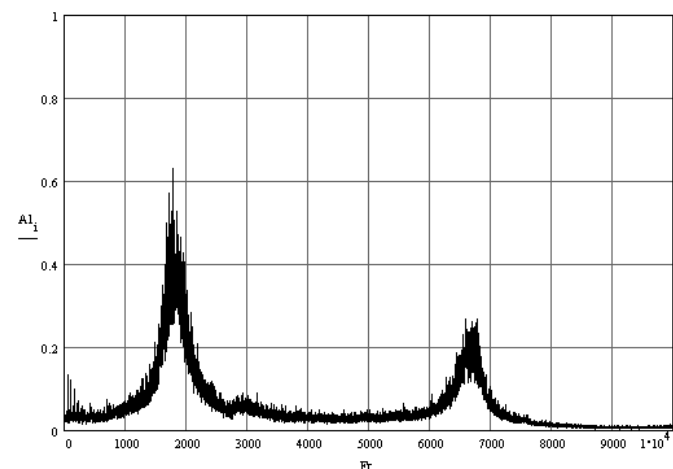


Рисунок 4 - АЧХ высокочастотных колебаний отрезного резца с напайной пластиной. Материал 40ХМА, $D=240$ мм, $t=12$ мм, $s=0,14$ мм/об, $V=14$ м/мин.

Анализ результатов экспериментальных исследований отрезных резцов показал зависимость динамических характеристик отрезных резцов от элементов режима резания в рассматриваемых частотных диапазонах.

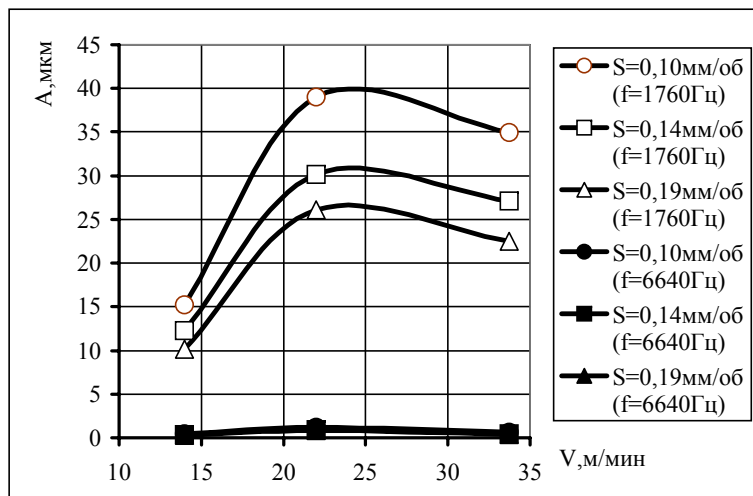


Рисунок 5 - Зависимость амплитуды колебаний от скорости резания в области высоких частот при отрезке напайным отрезным резцом.

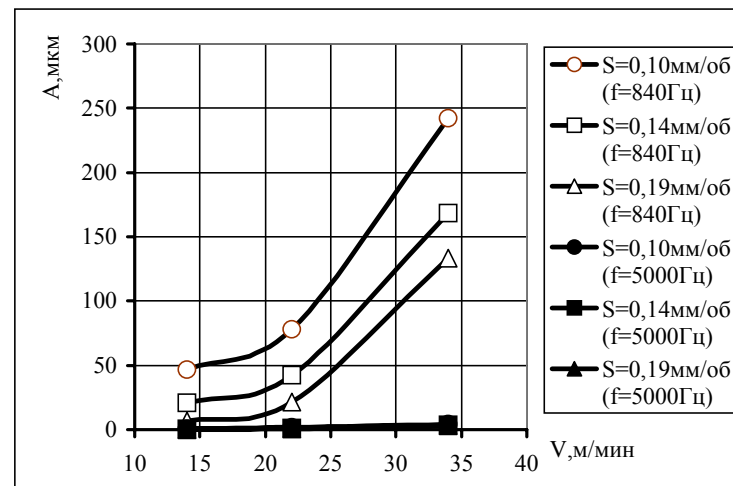


Рисунок 7 - Зависимость амплитуды колебаний от скорости резания в области высоких частот при отрезке сборным отрезным резцом.

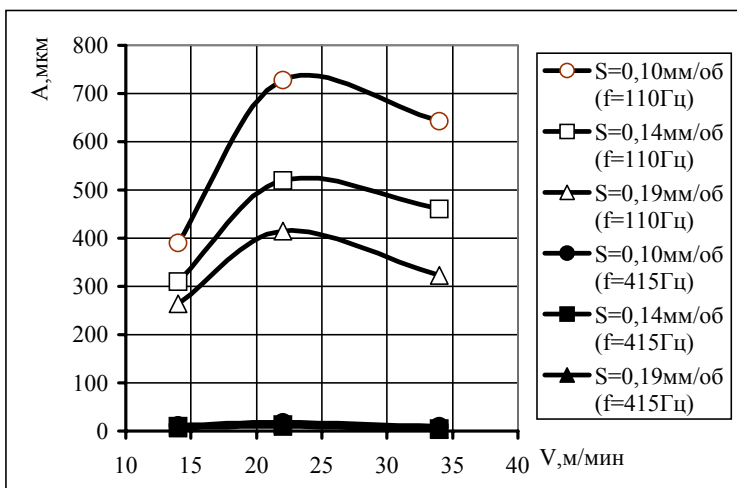


Рисунок 6 - Зависимость амплитуды колебаний от скорости резания в области низких частот при отрезке напайным отрезным резцом.

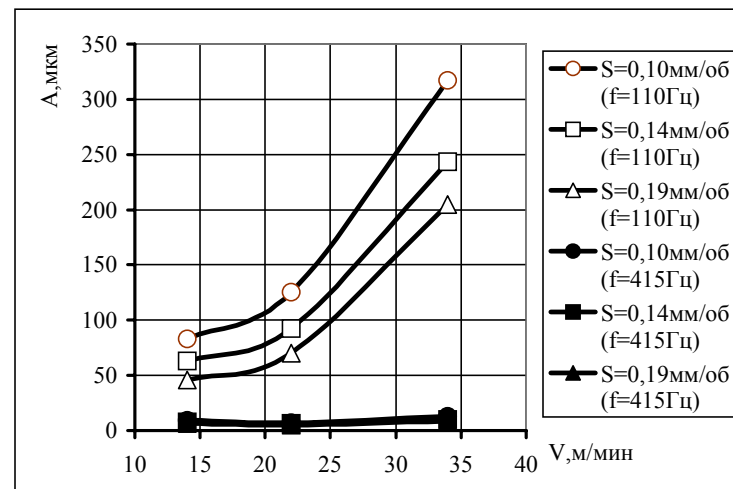


Рисунок 8 - Зависимость амплитуды колебаний от скорости резания в области низких частот при отрезке сборным отрезным резцом.

Зависимость амплитуды колебаний отрезных резцов от скорости резания не является однозначной. Для процесса отрезки на тяжелых станках зависимость амплитуды колебаний от скорости резания имеет экстремальный характер. На рисунках 5-8 представлены результаты экспериментальных исследований зависимости амплитуды

колебаний от скорости резания в области низких и высоких частот. Так процесс отрезки детали напайными резцами характеризуется наличием областей скоростей резания, в которых наблюдаются максимальные значения амплитуд колебаний инструмента (рисунки 5-6). Эта область приблизительно совпадает с областью максимальной усадки стружки. Полученные результаты исследований согласуются с ранее проведенными исследованиями [2,3]. Характер зависимости амплитуды колебаний от скорости резания при использовании сборных отрезных резцов отличен от аналогичной зависимости при использовании напайных отрезных резцов (рисунки 7-8). Так увеличение скорости резания при отрезке детали сборными отрезными резцами приводит к монотонному росту величины амплитуды колебаний инструмента. Увеличение амплитуды колебаний инструмента в данном случае объясняется наличием стыков в системе механического крепления пластины, которые снижают жесткость отрезного резца сборной конструкции.

Зависимость амплитуды колебаний от подачи инструмента в процессе резания является однозначной в области низкочастотных и высокочастотных колебаний. На рисунках 9-12 представлены результаты экспериментальных исследований зависимости амплитуды колебаний от подачи инструмента в рассматриваемых частотных диапазонах. Так процесс отрезки делали напайными резцами, характеризуется постепенным снижением амплитуды колебаний при увеличении подачи инструмента (рисунки 9-10). Характер зависимости амплитуды колебаний от подачи инструмента при резании отрезными резцами с механическим креплением режущих пластин в целом подобен зависимостям амплитуды колебаний от подачи инструмента для резцов с напайными пластинами. При увеличении подачи от первоначального значения происходит монотонное снижение величины амплитуды колебаний.

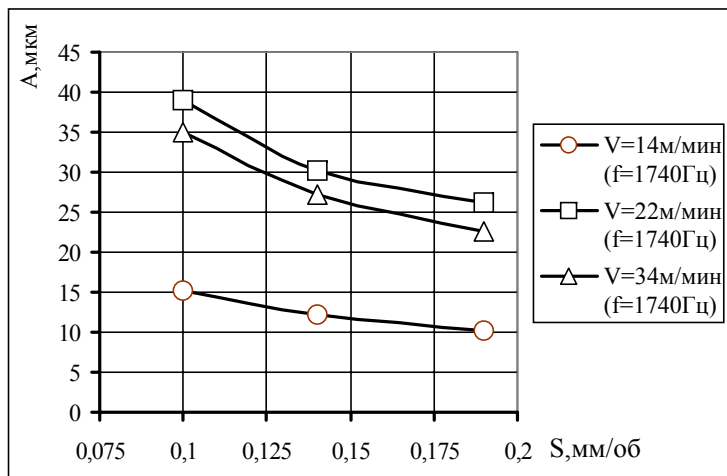


Рисунок 9 - Зависимость амплитуды колебаний от подачи инструмента в области высоких частот при отрезке напайным отрезным резцом.

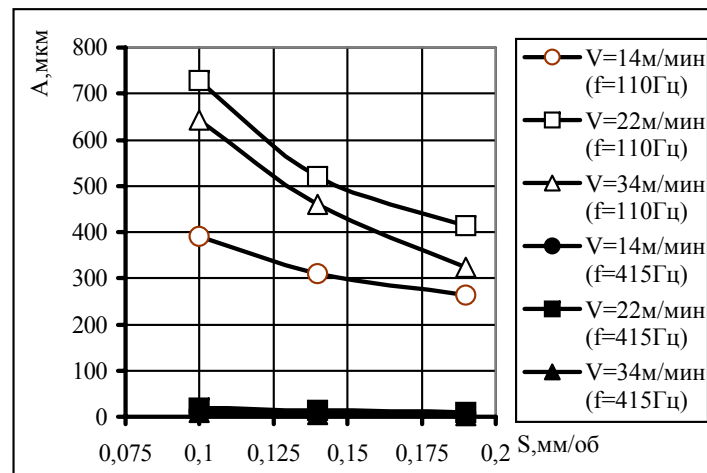


Рисунок 10 - Зависимость амплитуды колебаний от подачи инструмента в области низких частот при отрезке напайным отрезным резцом.

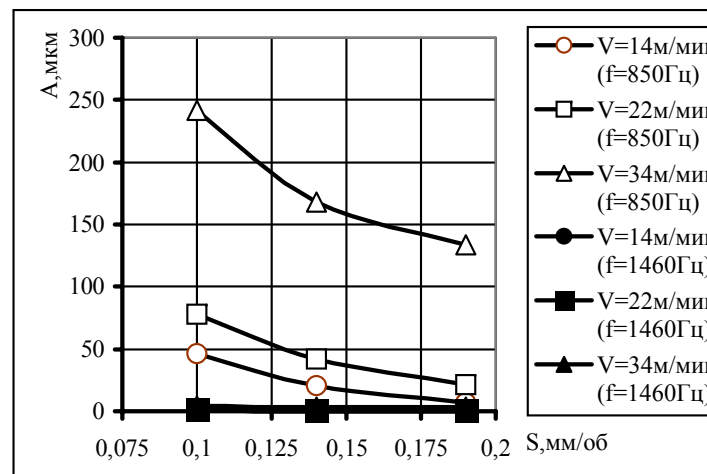


Рисунок 11 - Зависимость амплитуды колебаний от подачи инструмента в области высоких частот при отрезке сборным отрезным резцом.

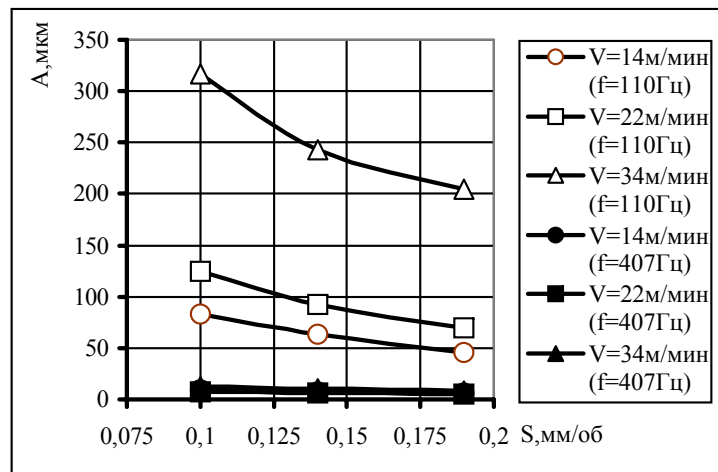


Рисунок 12 - Зависимость амплитуды колебаний от подачи инструмента в области низких частот при отрезке сборным отрезным резцом.

Полученные зависимости амплитуды колебаний от подачи инструмента также согласуются с ранее проведенными исследованиями других авторов [2,3]. Монотонное снижение величины амплитуды колебаний отрезных резцов при увеличении подачи объясняется ростом сил резания, с другой стороны увеличение подачи, а следовательно, и толщины среза, приводит к увеличению демпфирующей способности самой зоны резания. При экспериментальных исследованиях динамических характеристик отрезных резцов исследовалось также влияние элементов режима резания на частоту колебаний отрезных резцов с напайными режущими пластинами и отрезных резцов сборных конструкций в процессе резания. Анализ полученных результатов свидетельствуют о незначительном влиянии подачи инструмента и скорости резания на частоту колебаний для отрезных резцов. Частота колебаний отрезных резцов в процессе резания определяется преимущественно массами и жесткостью отрезных резцов, жесткостью обрабатываемой на станке детали, а также жесткостью узлов металлорежущего станка.

Литература

1. Общемашиностроительные нормативы режимов резания и нормы расхода инструмента для тяжелых станков. Токарные и карусельные работы. М.: Всесоюзный научно-исследовательский институт информации и технико-экономических исследований по машиностроению и роботехнике, 1985. – 92с.
2. Высоцкий ю.и. особенности вибраций при прорезке в условиях пониженной жесткости системы спид. //надежность режущего инструмента. Сборник статей. Вып. 2. Киев-донецк, «вища школа», 1975 – с.138.
3. Жарков и.г. вибрации при обработке лезвийным инструментом. Л.: Машиностроение. Ленингр. Отд-ние, 1986. – 186с.

Рецензент: д.т.н., проф. Хаєт г.л. (ДГМА)

УДК 621.952

А.Г.Татьянченко

Донецкий государственный технический университет, г.Донецк, Украина

ДИНАМИЧЕСКАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ ПРОЦЕССА ГЛУБОКОГО СВЕРЛЕНИЯ

Developed method of determination of functional relationship of cutting regime parameters of hole machining which induce magnification of the amplitude of hole break.

Процессу лезвийной обработки отверстий осевым инструментом сопутствуют динамические процессы, во многом определяющие качество обрабатываемой поверхности. По характеру влияния на точность обработки все динамические воздействия можно разделить на процессы, вызывающие поперечные смещения оси инструмента и процессы, не связанные непосредственно с формообразованием отверстия. Существует мнение, что продольные и крутильные колебания осевого инструмента, не оказывающие влияния на поперечные смещения оси инструмента, не влияют и на точность обработки отверстий. Однако для длинных осевых инструментов при $l/d > 20$ согласно исследованиям [1] продольные колебания могут оказывать существенное влияние на устойчивость процесса обработки отверстий. Для исследования характера подобного воздействия рассмотрим динамическую устойчивость спирального сверла, нагруженного периодически изменяющейся продольной силой $P(t) = P_0 + P \cos \Omega t$ (рис.1) в период врезания, когда условия работы инструмента наиболее неблагоприятные. Причиной возникновения переменной составляющей P могут быть периодические составляющие сил резания, вызванные неточностью изготовления и заточки инструмента, резание по “следу”, оставленному предыдущей режущей кромкой, динамические процессы в технологической системе и другие. Предположим, что другая нагрузка на сверло не действует, а его поперечное сечение постоянно по всей длине.

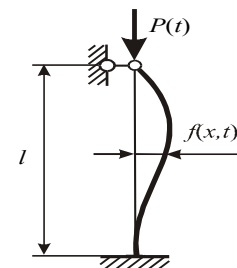


Рис. 1 Расчетная схема инструмента

Решение этой задачи в такой постановке в отличие от задачи, рассмотренной в работе [2], сводится к общему случаю динамической устойчивости, который описывается системами дифференциальных уравнений с периодическими коэффициентами вида

$$C \frac{d^2 f}{dt^2} + [E - \alpha A - \beta \Phi(t) B] f = 0. \quad (1)$$

где E – единичная матрица, $C = \begin{bmatrix} 1 & & & \\ & 1 & & \\ & & \dots & \\ & & & 1 \end{bmatrix}$ – диа-

гональная частотная матрица, A и B – матрицы коэффициентов, α и β – характеристические числа, определяемые

из условия $|A - \alpha E| = 0$ и $|B - \beta E| = 0$. Коэффициенты матриц A и B зависят от способа задания фундаментальных функций. Используем для решения задачи фундаментальную функцию собственных колебаний незагруженного стержня

$\varphi_n(x) = \sin k_n x - \frac{\sin k_n l}{\operatorname{sh} k_n l} \operatorname{sh} k_n x$, где k_n - корни характеристического уравнения $\operatorname{tg} k l = \operatorname{th} k l$. После подчинения условию нормирования фундаментальных функций

$$\overline{\varphi_n} = \frac{\varphi_n(x)}{\sqrt{m \int_0^l \varphi_n(x) dx}}, \quad (2)$$

уравнение (1) приводится к виду

$$C \frac{d^2 f}{dt^2} + [E - P(t)A]f = 0. \quad (3)$$

Элементы матрицы **A** находятся по формуле $a_{in} = \frac{1}{\omega_i^2} \int N_0(x) \frac{d\varphi_i}{dx} \frac{d\varphi_n}{dx} dx$, а с

учетом (2) и того, что $\omega_i = k_n^2 \sqrt{\frac{EJ}{m}}$, $a_{in} = \frac{1}{k^4 EJ} \int_0^l \frac{d\varphi_i}{dx} \frac{d\varphi_n}{dx} dx / \left(\sqrt{\int_0^l \varphi_i^2 dx} \sqrt{\int_0^l \varphi_n^2 dx} \right)$,

элементы матрицы **C** определяются по формуле $c_{ni} = \delta_{ni} \frac{m}{k_n^4 EJ}$.

Уравнение критических частот для (1) известно в виде [3]:

$$\begin{vmatrix} E - \alpha A \pm \beta B - 0,25\Theta^2 C & -0,5\beta B & 0 & \dots \\ -0,5\beta B & E - \alpha A - 2,25\Theta^2 C & -0,5\beta B & \dots \\ 0 & -0,5\beta B & E - \alpha A - 6,25\Theta^2 C & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \end{vmatrix} = 0. \quad (4)$$

С учетом (3), приравняв нулю верхний диагональный квазиэлемент матрицы (4), получаем частотное уравнение для определения границ областей динамической неустойчивости

$$\|E - (P_0 \pm 0,5P) - 0,25\Theta^2 C\| = 0. \quad (5)$$

После перемножения на обратную матрицу C^{-1} , элементы которой определяют-

ся по формуле $c_{ni} = \frac{k_n^4 EJ}{\delta_{ni} m}$, уравнение (5) приводится к виду

$$\|C^{-1} - (P_0 \pm P)C^{-1}A - 0,25\Theta^2 E\| = 0. \quad (6)$$

Для вычисления элементов матриц **A** и **C** удобно использовать известные решения для балочных функций [3]. Так, интеграл $\int_0^l \frac{d\varphi_i}{dx} \frac{d\varphi_n}{dx} dx$ для матрицы третьего порядка будет равен

	$n=1$	$n=1$	$n=1$
$i=1$	5,5724	2,1424	-1,900
$i=1$	2,1424	21,451	3,909
$i=1$	-1,900	3,909	47,017

интеграл $\frac{1}{l} \int_0^l \varphi_i^2 dx$ при $i=1,2,3$ соответственно будет равен 0,4996, 0,501 и 0,5, а

корни характеристического уравнения $k_1 l = 3,927$, $k_2 l = 7,069$, $k_3 l = 10,21$.

Таким образом матрица третьего порядка **A** будет иметь вид

$$A = \begin{vmatrix} 11,153 & 4,282 & -3,801 \\ k_1^4 EJ & k_1^4 EJ & k_1^4 EJ \\ 4,282 & 42,816 & 7,810 \\ k_2^4 EJ & k_2^4 EJ & k_2^4 EJ \\ -3,801 & 7,810 & 94,034 \\ k_3^4 EJ & k_3^4 EJ & k_3^4 EJ \end{vmatrix},$$

а матрица C^{-1}

$$C^{-1} = \begin{vmatrix} \frac{k_1^4 EJ}{m} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{k_1^4 EJ}{m} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{k_1^4 EJ}{m} \end{vmatrix} = \frac{EJ}{m} \begin{vmatrix} 237,82 & 0 & 0 \\ 0 & 2497 & 0 \\ 0 & 0 & 10867 \end{vmatrix}.$$

После подстановки **A** и C^{-1} в (6) и выделения матрицы третьего порядка получим

$$\begin{vmatrix} 237,82 - 11,153\alpha - \lambda & 0 & 0 \\ 0 & 2497 - 42,816\alpha - \lambda & 0 \\ 0 & 0 & 10867 - 94,034\alpha - \lambda \end{vmatrix} = 0, \quad (7)$$

где $\alpha = \frac{(P_0 \pm P)l^2}{EJ}$, $\lambda = \frac{m\Theta^2 l^4}{EJ}$. (8)

Таким образом, нахождение границ первых трех главных областей динамической неустойчивости стержня с шарнирным и жестким закреплением на концах сводится к решению уравнений

$$\begin{aligned} 237,82 - 11,153\alpha - \lambda &= 0, \\ 2497 - 42,816\alpha - \lambda &= 0, \\ 10867 - 94,034\alpha - \lambda &= 0. \end{aligned} \quad (9)$$

Границы первой, второй и третьей главных областей динамической неустойчивости исходя из уравнений (9) будут соответственно определяться следующими зависимостями

$$\begin{aligned} \Theta^* &= \frac{1}{l^2} \sqrt{\frac{EJ}{m} \left(237,82 - 11,153 \frac{(P_0 \pm P)l^2}{EJ} \right)}, \\ \Theta^* &= \frac{1}{l^2} \sqrt{\frac{EJ}{m} \left(2497 - 42,816 \frac{(P_0 \pm P)l^2}{EJ} \right)}, \\ \Theta^* &= \frac{1}{l^2} \sqrt{\frac{EJ}{m} \left(10867 - 94,034 \frac{(P_0 \pm P)l^2}{EJ} \right)}. \end{aligned}$$

Верхней границе каждой области будет соответствовать знак «плюс» в числителе, нижней – знак «минус». Границы главных областей более высокого порядка можно определить рассматривая матрицу (7) соответствующего порядка. На практике часто возникает необходимость определения вспомогательных областей динамической неустойчивости, границы которых значительно ниже границ главных областей. Границы вспомогательных областей, кратных целым числам, можно определить выделяя из (4) квазиматрицы более высокого порядка. Так, для определения границ вспомогательных областей динамической неустойчивости, кратных двум, необходимо рассмотреть не верхний диагональный квазиэлемент, а квазиматрицу вида

$$\left\| \begin{array}{cc} \mathbf{E} - \alpha\mathbf{A} \pm \beta\mathbf{B} - 0,25\Theta^2\mathbf{C} & -0,5\beta\mathbf{B} \\ -0,5\beta\mathbf{B} & \mathbf{E} - \alpha\mathbf{A} - 2,25\Theta^2\mathbf{C} \end{array} \right\| = 0,$$

решение которой значительно сложнее решения квазиэлемента (5).

Параметры α и λ применительно к осевому инструменту удобно выразить через геометрические параметры инструмента и режимы обработки. Так, постоянная составляющая продольной силы в первом выражении (8) есть ни что иное как осевая составляющая силы резания, которая для сверления определяется по формуле [4]:

$$P_0 = C_{px}st = \sin(\varphi + \Delta) [(c \tan \Theta - \tan C)\tau - \mu\sigma_T]st, \quad (10)$$

где $\varphi, \Delta, \Theta, C$ - углы резания, τ и σ_T - прочностные характеристики обрабатываемого материала, s - подача, t - глубина резания (при сверлении $t = d/2$), d - диаметр сверла. Переменная составляющая P , выраженная в долях от P_0 будет равна

$$P = \delta C_{px}st, \quad (11)$$

где $\delta = 0,1-0,2$ - доля периодической составляющей силы резания, вызванная неточностью заточки инструмента. Частота вынужденных колебаний Θ будет связана со скоростью резания зависимостью

$$\Theta = 2V/d. \quad (12)$$

После подстановки (10)-(12) параметры (8) принимают вид

$$\alpha = \frac{(1 \pm \delta)C_{px}sd^2}{2EJ}, \quad \lambda = \frac{mV^2l^4}{EJd^2}.$$

Тогда применительно к осевому инструменту границы первой, второй и третьей областей динамической неустойчивости процесса обработки, выраженные через параметры режимов резания, соответственно принимают вид

$$\begin{aligned} V^*(s) &= \sqrt{\frac{EJd^2}{ml^4} \left(237,82 - 11,153 \frac{(1 \pm \delta)C_{px}sd^2}{2EJ} \right)}, \\ V^*(s) &= \sqrt{\frac{EJd^2}{ml^4} \left(2497 - 42,816 \frac{(1 \pm \delta)C_{px}sd^2}{2EJ} \right)}, \\ V^*(s) &= \sqrt{\frac{EJd^2}{ml^4} \left(10867 - 94,034 \frac{(1 \pm \delta)C_{px}sd^2}{2EJ} \right)}. \end{aligned} \quad (13)$$

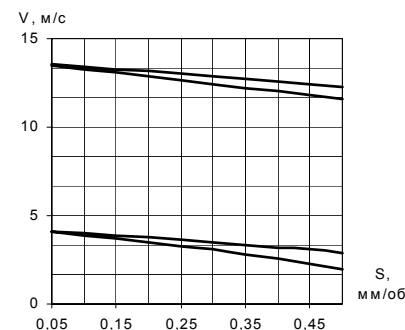


Рисунок 2 - Области динамической неустойчивости сверла $d=8\text{мм}, l=0,3\text{ м}$

где $V^*(s)$ - критическая скорость резания для подачи s .

Определение границ главных областей динамической неустойчивости сверла рассмотрим на примере сверла диаметром $d=8\text{мм}$, $l=300\text{мм}$. Границы первых двух главных областей динамической неустойчивости для этого сверла, определенные по формулам (13) с учетом

$$EJ = 2E \cdot \frac{J_{\min}J_{\max}}{J_{\min} + J_{\max}} \quad \text{и} \quad m = \rho F,$$

$$\text{где} \quad F = 0,38d^2,$$

$J_{\min} = 0,00039d^4$, $J_{\max} = 0,0338d^4$, приведены на рис. 2.

Верхней границе каждой области динамической неустойчивости соответствует положительное значение параметра δ , а нижней – отрицательное. При критических соотношениях параметров режимов резания V и S , попадающих в заштрихованные

области на рис. 2, возникает резонансное возрастание поперечных перемещений инструмента, снижающее точность обработки отверстия.

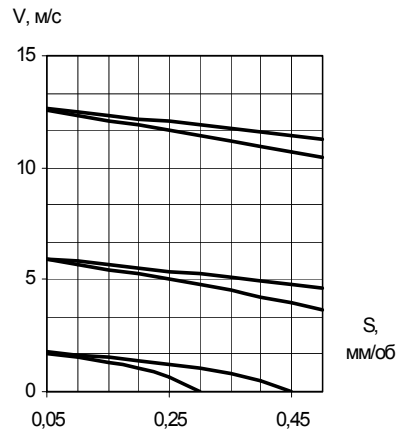


Рисунок 3 - Области динамической неустойчивости сверла $d=8$ мм, $l=0,6$ м

Увеличение поперечных колебаний при критических соотношениях параметров режимов резания наиболее характерно резонансное для длинного осевого инструмента, например, шнековых сверл. На рис. 3 приведены границы первых трех областей динамической неустойчивости для шнекового сверла диаметром $d=8$ мм и длиной $l=600$ мм.

Резонансное увеличение поперечных колебаний может возникать также при попадании режимов резания в зоны вспомогательных областей динамической неустойчивости, кратных главным областям. Ширина этих зон значительно меньше главных и вероятность попадания в них параметров режимов резания очень мала, однако резонансное увеличение колебаний воз-

можно даже в случае попадания режимов резания в ближайшие окрестности вспомогательных областей динамической неустойчивости.

Зависимости (13) позволяют выделить виды и типоразмеры осевых инструментов, для которых возможна потеря динамической устойчивости. Это прежде всего инструмент для обработки глубоких и удаленных отверстий. Для большинства коротких инструментов зоны динамической неустойчивости процесса резания лежат выше рекомендуемых диапазонов параметров режимов резания.

Литература

1. Холмогорцев Ю.П. Оптимизация процессов обработки отверстий. – М.: Машиностроение, 1984. – 184 с.
2. Татьянченко А.Г. О динамической устойчивости осевого инструмента. / Вібрації в техніці та технологіях. Збірник праць III міжнародної науково-технічної конференції. – Вінниця: ВДСТІ, 1998. – с. 100-103.
3. Болотин В.В. Динамическая устойчивость упругих систем. - М.: Гостехиздат, 1956. - 600с.
4. Малышко И.А. Основы теории проектирования осевых комбинированных инструментов. / Автореф. докт. дисс. - Киев, 1996. - 36 с.

Рецензент: к.т.н., с.н.с., Гузенко В.С. (ДГМА)

УДК 621.9.23

С.Л.Миранцов, В.С.Гузенко, В.Е.Мезенцев

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина
ЗАО «Новокраматорский машиностроительный завод», г. Краматорск, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ СБОРНОГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ В ПРОЦЕССЕ РЕЗАНИЯ

In the given paper the mathematical model for simulation of oscillations of the modular tool for heavy machine tools and computer program for execution of accounts "OSCLab 2.0" is offered.

Колебания системы СПИЗ снижают производительность обработки, ухудшают качество обработанной поверхности, сокращают срок службы металлорежущего оборудования и инструмента. Несмотря на известную сложность явления, в настоящее время накоплен обширный материал в области изучения природы колебаний при резании. Однако недостаточно изучены вопросы колебаний инструмента для тяжелых станков.

В процессе работы на режущую часть инструмента и деталь, обрабатываемую на станке, действуют периодические во времени составляющие силы резания.

Радиальная P_y и тангенциальная P_z составляющая силы резания, действующие на режущий инструмент и обрабатываемую деталь, определяются не линейными эмпирическими выражениями относительно толщины и ширины среза вида:

$$P_y(t) = C_{py} \cdot b(t)^{x_{py}} \cdot a(t)^{y_{py}} \quad P_z(t) = C_{pz} \cdot b(t)^{x_{pz}} \cdot a(t)^{y_{pz}}$$

Если изменение величины толщины среза в процессе резания выразить аналитическим выражением [1], то получим следующие зависимости для составляющих силы резания, а, следовательно, и математическую модель процесса резания:

$$P_y(t) = \begin{cases} C_{py} \cdot b^{x_{py}} \cdot \{a_0 + \varepsilon \cdot \sin \omega [t - \tau] - y[t - \tau] + y[t - T - \tau]\}^{y_{py}} & \text{при } \{a_0 + \varepsilon \cdot \sin \omega [t - \tau] - y[t - \tau] + y[t - T - \tau]\} > 0 \\ 0 & \text{при } \{a_0 + \varepsilon \cdot \sin \omega [t - \tau] - y[t - \tau] + y[t - T - \tau]\} \leq 0 \end{cases}$$

(1)

$$P_z(t) = \begin{cases} C_{pz} \cdot b^{x_{pz}} \cdot \{a_0 + \varepsilon \cdot \sin \omega [t - \tau] - y[t - \tau] + y[t - T - \tau]\}^{y_{pz}} & \text{при } \{a_0 + \varepsilon \cdot \sin \omega [t - \tau] - y[t - \tau] + y[t - T - \tau]\} > 0 \\ 0 & \text{при } \{a_0 + \varepsilon \cdot \sin \omega [t - \tau] - y[t - \tau] + y[t - T - \tau]\} \leq 0 \end{cases}$$

(2)

где P_y – радиальная составляющая силы резания, Н;
 P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н;
 a_0 – толщина среза (статическое значение), мм;
 b – ширина среза, мм
 ε – эксцентриситет установки детали в патроне, мм;
 ω – угловая скорость вращения обрабатываемой детали, c^{-1} ;
 T – время одного оборота обрабатываемой детали, с;
 τ – фазовая характеристика силы резания, с.

Значения коэффициентов C_{pz} и C_{py} , учитывающих условия обработки, а также значения показателей степеней принимались на основании экспериментальных исследований сил резания в процессе резания. Фазовая характеристика силы резания τ [1] учитывает тот факт, что изменения силы резания отстает по времени от толщины срезаемого слоя на некоторую величину.

Выражения для составляющих силы резания показывают, что они зависят от смещения режущей кромки инструмента в радиальном направлении. На рисунке 1 показана расчетная схема для поперечного точения, которая учитывает факт зависимости сил от радиального перемещения в направлении оси Y. Для построения расчетной схемы приняты основные предпосылки и допущения [2].

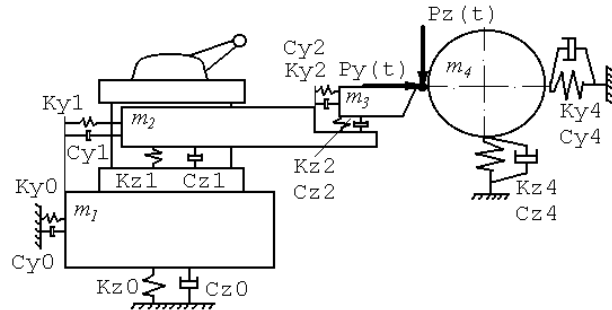


Рисунок 1 – Расчетная схема для моделирования колебаний системы, включающая сборный инструмент для условий поперечного точения

Для построения математической модели динамической системы, включающей в себя сборный инструмент, воспользуемся методикой [3]. Математическая модель процесса колебаний системы, включающей сборный инструмент для условий поперечного точения, будет представлять систему из восьми дифференциальных уравнений с правыми частями (1) и (2)

$$\begin{cases} m_1 \ddot{z}_1 + C_{z0} \dot{z}_1 + K_{z0} z_1 - (C_{z1} \dot{z}_2 + K_{z1} z_2) = 0; \\ m_2 \ddot{z}_2 + C_{z1} \dot{z}_2 + K_{z1} z_2 - (C_{z2} \dot{z}_3 + K_{z2} z_3) = 0; \\ m_3 \ddot{z}_3 + C_{z2} \dot{z}_3 + K_{z2} z_3 - (C_{z3} \dot{z}_4 + K_{z3} z_4) = Pz(t); \\ m_4 \ddot{z}_4 + C_{z3} \dot{z}_4 + K_{z3} z_4 = -Pz(t); \\ m_1 \ddot{y}_1 + C_{y0} \dot{y}_1 + K_{y0} y_1 - (C_{y1} \dot{y}_2 + K_{y1} y_2) = 0; \\ m_2 \ddot{y}_2 + C_{y1} \dot{y}_2 + K_{y1} y_2 - (C_{y2} \dot{y}_3 + K_{y2} y_3) = 0; \\ m_3 \ddot{y}_3 + C_{y2} \dot{y}_3 + K_{y2} y_3 - (C_{y3} \dot{y}_4 + K_{y3} y_4) = Py(t); \\ m_4 \ddot{y}_4 + C_{y3} \dot{y}_4 + K_{y3} y_4 = -Py(t) \end{cases}$$

Для простоты запишем систему дифференциальных уравнений в матричном виде:

$$M\ddot{x} + C\dot{x} + Kx = P$$

где M – матрица масс динамической системы;

C – матрица демпфирования динамической системы;

K – матрица жесткости динамической системы;

X – вектор неизвестных перемещений;

P – вектор правых частей системы уравнений;

Аналитическое решение системы дифференциальных уравнений, описывающих колебания отрезного резца в процессе резания при использовании выражений (1) и (2) является затруднительным. Для решения подобных систем дифференциальных уравнений более рационально воспользоваться численными методами решения, не прибегая к разложению выражений для $P_y(t)$ и $P_z(t)$ в ряды Фурье. Одним из численных методов для решения систем дифференциальных уравнений второго порядка является метод Ньюмарка [4].

Для практического моделирования колебаний с использованием интегрирования систем дифференциальных уравнений методом Ньюмарка разработана прикладная программа для ПЭВМ «OSCLab 2.0». На рисунке 2 показан общий вид прикладного программного пакета «OSCLab 2.0».

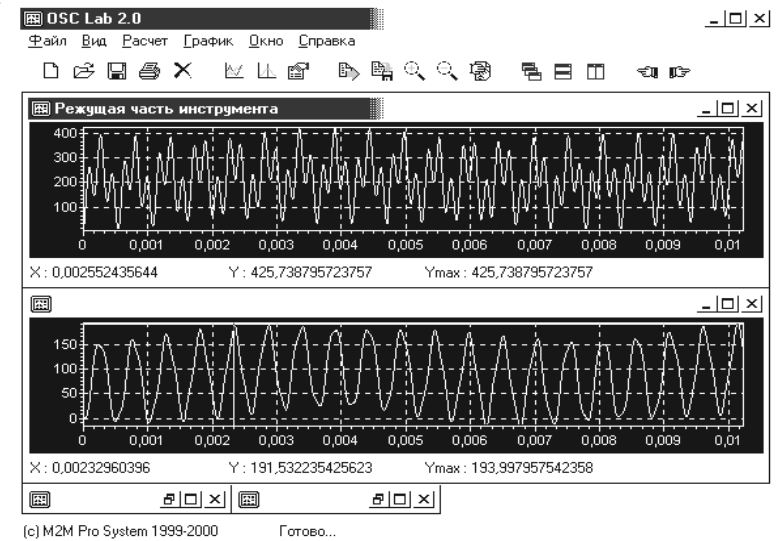


Рисунок 2 – Общий вид программного пакета для моделирования процесса колебаний отрезных резцов в процессе резания.

В качестве примера на рисунках 3 – 4 приведены результаты моделирования колебаний сборных отрезных резцов в процессе резания на тяжелых станках с использованием разработанной прикладной программы «OSCLab 2.0».

Моделирование процесса колебаний производилось для следующих исходных данных:

1. модель токарного станка 165;
2. диаметр обрабатываемой детали D=200 мм;
3. масса обрабатываемой детали M4 = 612 кг
4. длина обрабатываемой детали L=2000 мм;
5. обрабатываемый материал 40XНМА
6. глубина резания t=12 мм;
7. подача инструмента s=0,10 мм/об

8. скорость резания $V=22$ м/мин
9. эксцентриситет установки детали в патроне $\varepsilon = 0,01$ мм;
10. фазовая характеристика силы резания $\tau = 0,005$ с;
11. значения коэффициентов и показателей степени в формуле для сил резания
 $C_{p_z}=3890, C_{p_y}=1430, X_{p_z}=0,72, Y_{p_z}=0,80, X_{p_y}=0,73, Y_{p_y}=0,67$;
12. значения коэффициентов жесткости улов токарного станка:
 $K_{z_1} = 450 \times 10^6$ Н/м; $K_{z_2} = 96 \times 10^6$ Н/м; $K_{z_3} = 56 \times 10^6$ Н/м; $K_{z_4} = 450 \times 10^6$ Н/м;
 $K_{y_1} = 450 \times 10^6$ Н/м; $K_{y_2} = 152 \times 10^6$ Н/м; $K_{y_3} = 56 \times 10^6$ Н/м; $K_{y_4} = 450 \times 10^6$ Н/м;
12. шаг интегрирования системы дифференциальных уравнений STEP = 1×10^{-5} с, количество точек, в которых определялось решение $N = 16384$.

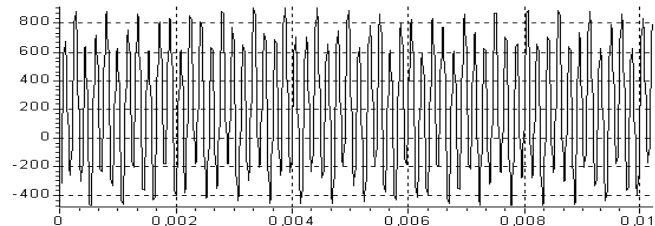


Рисунок 3 – Расчетная виброграмма режущей части сборного реза для тяжелых токарных станков.

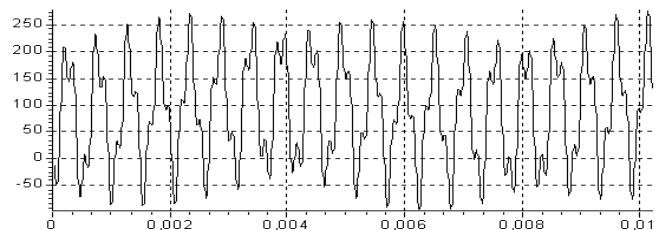


Рисунок 4 – Расчетная виброграмма державки сборного реза для тяжелых токарных станков.

Литература

1. Жарков и.г. вибрации при обработке лезвийным инструментом. - л.: Машиностроение. Ленингр. Отд-ние, 1986. - 184с.:ил.
2. В.с. гузенко, с.л. миранцов, в.л. федоров. Математическое моделирование динамического состояния тяжело нагруженного инструмента. //прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. Т.1. - донецк: донгту, 1998. - с.220-223.
3. Гузенко в.с., коткин г.г., миранцов с.л. общие вопросы исследования колебаний элементов металлорежущего станка. // надежность инструмента и оптимизация технологических систем. – краматорск: дгма, 1999 – 240с.
4. Бате к., Вильсон е. Численные методы анализа и метод конечных элементов: пер. С англ. - м., 1982.

Рецензент: д.т.н., проф.. Кудинов В.А. (РУДН)

УДК 681.325.5:531.7

В.В. Левит, П.И. Сагайда

Донецкий государственный технический университет, Донецк,
Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

ДИНАМИЧЕСКАЯ ИДЕНТИФИКАЦИЯ ОБЪЕКТА УПРАВЛЕНИЯ И ВОЗМУЩАЮЩИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ В СИСТЕМАХ АВТОМАТИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

In the article the technique of dynamic identification of object of control and disturbing effects in systems of automation of manufacturing processes of ceramic production is shown. The identification implements through regression analysis during passive experiment and adaptive simulation.

Сложность технологического комплекса (ТК) керамического производства, разнородность технологического оборудования, пространственная разнесенность отдельных участков, ненаблюдаемость большей части фазовых координат, высокая степень неопределенности в системе, грубость математических моделей звеньев и возмущений, эволюционные изменения характеристики оборудования (параметрические возмущения) и частые изменения состава оборудования (структурные возмущения) не позволяют разработать точную априорную модель системы для эффективного управления ТК [1]. Необходимо создание и поддержка динамической адаптивной модели

$$M = \{W(p), H(z), w(n) | u_c(t), u_c(n), W_{pec}(p), H_{pec}(z) | f(t), y_f(n)\} \quad (1)$$

т.е. $M = \{Передаточные\ харак-ки\ звеньев | Законы\ управления | Модели\ возмущений\}$.

Экспертные оценки, фиксируемые для керамического производства, и теоретические модели, разработанные путем идеализации существующего оборудования и ряда экспериментов [1], дают возможность при автоматизации ТК определить начальное состояние системы автоматизированного управления (САУ) в виде модели M_0 . Выше приведены приближенные и грубые модели закона управления (ПИД-управления в виде цифрового фильтра), передаточных функций звеньев - участков ТК (апериодические звенья первого и второго порядков), возмущений (в виде моделей авторегрессии - скользящего среднего).

Пассивный эксперимент позволяет осуществлять идентификацию объекта управления (ОУ), САУ и возмущений при помощи регрессионных моделей [2]. Пассивные наблюдения отличаются тем, что входные сигналы (факторы) ОУ не управляются экспериментатором, но изменяются непрерывно в соответствии с ходом технологического процесса. Это означает, что ОУ всегда находится в переходном режиме, что требует соблюдения ряда условий для получения данных, позволяющих провести адекватное моделирование. Для измерения выходной величины ОУ, наиболее точно соответствующей моменту измерения входной, необходимо выбрать интервал времени между замерами (наблюдениями) в виде

$$\tau_H = \tau_3 + \tau_H, \quad (2)$$

где τ_3 - запаздывание в ОУ, τ_H - интервал времени, определяемый инерционностью ОУ. Определение запаздывания не представляет сложности, а τ_H определяется как

$$\tau_{II} = \frac{T_x T}{T - T_x} \ln \frac{T_x + T}{2T_x}, \quad (3)$$

где T_x - постоянная автокорреляционной функции вида (4.2) входной величины, T - постоянная времени процесса. На практике применяется также приближенная формула $\tau_{II} = 0,7T$. Уменьшает погрешности модели вследствие неправильного выбора τ_{II} усреднение результатов работы объекта за большой интервал времени. Считается, что для получения адекватных моделей необходимо проведение замеров в течение 3-8 периодов работы ОУ с достижением максимальной и минимальной амплитуд входных сигналов. Т. к. при пассивном эксперименте требуется намного больше исходных данных, для достижения погрешности оценок коэффициентов в несколько процентов требуется проведения нескольких десятков измерений на каждый коэффициент регрессионной модели.

Регрессионный анализ экспериментальных данных является хорошо разработанным и описанным в литературе методом [3]. Для автоматического регрессионного анализа в рамках идентификации ОУ компонентами САУ предлагается следующая методика.

Зависимость между входными и выходными сигналами звеньев САУ ТК представляется в виде

$$y(\mathbf{x}) = y_0(\mathbf{x}) + e, \quad (4)$$

где $\mathbf{x} = (x_1, \dots, x_n)^T$ - вектор независимых переменных, y и y_0 - соответственно измеренное и истинное значение выходной переменной, e - случайная ошибка, отражающая совместное действие неопределенных факторов.

Первым этапом осуществляется проверка соответствия выборки данных из интегрированной технической базы данных САУ, накопленных в результате работы измерительной системы за соответствующий период времени и заданной в виде таблицы $x_{1i}, \dots, x_{ni}; y_i$ ($i = 1, \dots, N$), на соответствие гипотезе: ошибка e является нормально распределенной случайной величиной (эта гипотеза принимается априори в соответствии с предельной теоремой [3]), постоянной дисперсией и независимыми в опытах значениями:

$$M(e_i) = 0, \quad \sigma^2(e_i) = \sigma_e^2, \quad \text{cov}\{e_i, e_j\} = 0, \quad (5)$$

где M - математическое ожидание, $\text{cov}\{e_i, e_j\}$ - ковариация между ошибками в i -м и j -м опытах (измерениях). Проверка этих гипотез выполняется при помощи t -критерия и критерия Кохрена [2]:

$$G = \frac{\sigma_{\max}^2}{\sum_{i=1}^n \hat{\sigma}_i^2}, \quad (6)$$

расчетное значение которого сравнивается с табличным и в случае удовлетворения неравенству $G < G_{\text{таб}}$ принимается гипотеза о равенстве $\sigma^2(e_i) = \sigma_e^2$ построчных дисперсий. Затем производится расчет оценки дисперсии ошибки

$$S_e^2 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^n \hat{\sigma}_i^2. \quad (7)$$

Затем выполняется вычисление точечных оценок \mathbf{b} коэффициентов $\boldsymbol{\beta}$ уравнения

$$y(\mathbf{x}) = \beta_1 \varphi_1(\mathbf{x}) + \dots + \beta_m \varphi_m(\mathbf{x}) + \mathbf{e} = \boldsymbol{\beta} \boldsymbol{\varphi}^T(\mathbf{x}) + \mathbf{e}, \quad (8)$$

где $\boldsymbol{\beta} = (\beta_1, \dots, \beta_m)^T$ - вектор неизвестных коэффициентов, $\boldsymbol{\varphi} = (\varphi_1, \dots, \varphi_m)^T$ - вектор известных базисных функций.

При использовании трех различных подходов (наилучших линейных оценок, метода максимального правдоподобия и метода наименьших квадратов) к одним и тем же данным конечный результат, в соответствии с теоремой Гаусса-Маркова, имеет вид

$$\mathbf{b} = (\mathbf{F}^T \mathbf{F})^{-1} \mathbf{F}^T \mathbf{Y}, \quad (9)$$

где \mathbf{F} - матрица размера $(N \times m)$ значений m базисных функций в N опытах, \mathbf{Y} - вектор размерности $(N \times 1)$ измеренных значений выходной переменной:

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} \varphi_1(x_{11}, \dots, x_{1n}), \dots, \varphi_m(x_{11}, \dots, x_{1n}) \\ \dots \\ \varphi_1(x_{N1}, \dots, x_{Nn}), \dots, \varphi_m(x_{N1}, \dots, x_{Nn}) \end{bmatrix}, \quad \mathbf{Y} = \begin{bmatrix} y_1 \\ \dots \\ y_N \end{bmatrix}. \quad (10)$$

Симметричная положительно определенная матрица $\mathbf{F}^T \mathbf{F}$ называется информационной матрицей или матрицей Фишера [2].

Так как дисперсия помехи σ_e^2 чаще всего неизвестна до начала эксперимента, то используя формулу

$$\hat{y}(\mathbf{x}) = b_1 \varphi_1(\mathbf{x}) + \dots + b_m \varphi_m(\mathbf{x}), \quad (11)$$

получаем несмещенную оценку дисперсии помехи

$$S_{ou}^2 = \frac{1}{N - m} \sum_{i=1}^N (y_i - y_i(x_i))^2, \quad (12)$$

где $(N - m)$ - число степеней свободы оценки (N - число опытов, m - число коэффициентов в модели (8)).

Ковариационная матрица оценок \mathbf{b} задается выражением

$$\mathbf{D}(\mathbf{b}) = \sigma_e^2 (\mathbf{F}^T \mathbf{F})^{-1} = \begin{bmatrix} \sigma^2(b_1) & \dots & \text{cov}\{b_1, b_m\} \\ \dots & \dots & \dots \\ \text{cov}\{b_m, b_1\} & \dots & \sigma^2(b_m) \end{bmatrix}, \quad (13)$$

и зависит от дисперсии σ_e^2 помехи e и матрицы $(\mathbf{F}^T \mathbf{F})^{-1}$, обратной ковариационной. При неизвестной σ_e^2 ее заменяют оценкой (12). $\mathbf{D}(\mathbf{b})$ - симметричная, положительная определенная матрица. Используя ковариационную матрицу, получаем дисперсии оценок коэффициентов $\sigma^2(b_m)$ и стандартные ошибки оценок коэффициентов $\sigma(b_m)$.

Адекватность полученной модели ограничивается тем обстоятельством, что подбор вида функции $y_0(\mathbf{x})$ в некотором классе базисных функций (линейных, сте-

пенных, тригонометрических, экспоненциальных и т.д.) ведется с учетом априорной информации о виде зависимости $y(\mathbf{x})$. Таким образом, интегрированная в САУ экспертная система с соответствующими базами знаний позволяет более гибко и эффективно производить выбор таких функций при автоматизированной идентификации ОУ и САУ.

В этих условиях математическое ожидание $M(S_{оц}^2) = \sigma_{оц}^2$ оценки, вычисленной по формуле (12), определяется суммой двух слагаемых [2]:

$$\sigma_{оц}^2 = \sigma_e^2 + \Delta^2, \quad (14)$$

где Δ^2 - квадрат смещения выбранной функции регрессии относительно истинной. Очевидно, что выбор функции $\varphi^T(\mathbf{x})\mathbf{b}$ может считаться удовлетворительным при малых значениях Δ^2 .

Наиболее надежным критерием адекватности полученной регрессионной модели является критерий Фишера:

$$F = S_{оц}^2 / S_e^2 < F_{кр}(\alpha, N - m, \nu), \quad (15)$$

где F - расчетное значение критерия, $F_{кр}$ - его критическое значение для заданного уровня значимости α и соответствующего числа степеней свободы.

В случае, когда ошибка не подчиняется нормальному закону распределения, то точечные оценки коэффициентов \mathbf{b} по формуле (11) продолжают оставаться оптимальными и справедлива формула для ковариационной матрицы (13), однако все интервальные оценки (t-критерий, критерий Фишера, квантили распределения Стьюдента) теряют свою адекватность.

Активный эксперимент в сложном ТК невозможен без больших издержек, вместе с тем он необходим по ряду причин. Так, точность регрессионной модели и достоверность результатов ее анализа можно существенно повысить, если использовать методы планирования оптимального эксперимента. При этом план эксперимента (матрицу \mathbf{F}) выбирают так, чтобы минимизировать критерии точности оценок.

Такой эксперимент допустимо проводить путем ввода в управляющие сигналы допустимых вариаций (отклонений), приводящих к малым производственным потерям, но сокращающих время пассивного эксперимента и позволяющих более точно оценить точность и адекватность полученных моделей. Вариации управляющих сигналов позволят расширить область экспериментирования при пассивных наблюдениях. При этом ТК продолжает работать в рабочих режимах с отработкой заданий и получением результирующих продуктов.

При возникновении параметрических возмущений (дрейфа параметров оборудования или возникновения дефектов и аварий) и также возмущений структурных (замена одного типа оборудования на другой либо изменения технологических схем) адекватность полученных моделей может быть утрачена. Для предотвращения такой ситуации возможны два подхода:

- проведение "текущего" регрессионного анализа, при котором на каждом шаге наблюдения регрессионную модель получают заново, сдвигая используемый массив данных на один номер и помещая результат нового наблюдения;

- адаптационное моделирование, когда модель пересчитывается по данным единственного нового наблюдения; этот метод дает хорошие результаты для линейных моделей.

Второй подход позволяет существенно сэкономить вычислительные ресурсы, поэтому исследуем его подробнее.

Используя модель, построенную для N -го наблюдения, после получения $N + 1$ -го наблюдения коэффициенты модели меняют по формуле [4]

$$b_{jN+1} = b_{jN} + (y_{N+1} - y_{N+1\text{пред}}) / \left(\gamma + \sum_{j=1}^m x_{jN+1}^2 \right), \quad (16)$$

$$y_{N+1\text{пред}} = b_{1N}\varphi_1(\mathbf{x}_{N+1}) + \dots + b_{mN}\varphi_m(\mathbf{x}_{N+1}),$$

где γ - некоторое число, учитывающее влияние помех. Чем больше ожидаемые погрешности, тем больше должно быть γ .

Для дискретных систем предложенная методика регрессионного анализа позволяет непосредственно получить разностное уравнение для отдельных каналов системы управления следующим образом. В качестве независимых входных переменных анализа используются отсчеты входного и выходного сигналов идентифицируемого звена в различные моменты времени. В качестве выходной переменной используется текущий отсчет выходного сигнала. При этом в качестве экспериментов рассматриваются выборки, сдвинутые на один отсчет в отрицательном временном направлении. Тогда регрессионная модель разностного уравнения, идентифицирующего работу дискретного звена, будет иметь следующий вид:

$$y(n+1-N) = \sum_{k=0}^K b_k x(n-k-N+1) + \sum_{s=0}^S b_s y(n-s-N), \quad (17)$$

где общее число независимых переменных регрессионного анализа $K + S$, а N - число экспериментов (выборки отсчетов входных и выходных сигналов): $a \leq N \leq A - 1$, где A - число записей в соответствующей таблице базы данных, a - эмпирически определенное представительное число выборок из базы. После получения разностного уравнения оно преобразуется по соответствующим алгоритмам непосредственно в передаточную функцию $H(z)$, которая участвует в дальнейших расчетах желаемой передаточной характеристики САУ и требуемых цифровых фильтров [5].

Литература

1. Гак Б.Н. Автоматизация технологического оборудования производства облицовочной керамики. - М.: Машиностроение, 1976. - 185 с.
2. Вошинин А.П., Сотиров Г.Р. Оптимизация в условиях неопределенности. - М.: Изд-во МЭИ (СССР) и Техника (НРБ), 1989. - 224 с.
3. Пешель М. Моделирование сигналов и систем. - М.: Мир, 1981. - 389 с.
4. Козин В.З. Экспериментальное моделирование и оптимизация процессов обогащения полезных ископаемых. - М.: Недра, 1984. - 112 с.
5. Остром К., Виттенмарк Б. Системы управления с ЭВМ. - М.: Мир, 1987. - 480 с.

Рецензент: д.т.н., доц. Тарасов А.Ф. (ДГМА)

УДК 621.9.06

Н.Л. Кутепов, Л.Д. Пономарев

Донбасский институт техники и менеджмента, г. Краматорск, Украина

К ВОПРОСУ ВИБРОСТАБИЛИЗАЦИИ ЗОНЫ РЕЗАНИЯ

It is shown that on the surface of processed detail diagnostic information is contained about vibration activity of a zone of cutting. Possibilities of vibration stabilization of a forming zone are considered.

Проблема динамической устойчивости металлорежущих станков продолжает оставаться актуальной и в новых экономических условиях. Этому способствует снижение активности научных изысканий в области совершенствования станочного оборудования, падения спроса и, соответственно, выпуска станков, переориентация промышленности на ремонтно-восстановительную технологию при использовании существующего станочного парка. Однако, есть уверенность, что эта пассивность – явление проходящее и позиция понимания необходимости научного подхода к вопросам создания новой техники будет востребована. В частности, поэтому продолжают работы в области исследования виброустойчивости станков токарной группы, совершенствования их динамического качества, направленные на улучшение точностных характеристик обрабатываемых деталей и повышение производительности станков.

Вследствие разнообразия условий обработки и значительного числа случайных и детерминированных факторов, определяющих параметры вибраций в зоне резания, как известно, наиболее эффективным средством для решения поставленных задач является применение адаптивных систем управления погрешностями обработки и вибростабилизации зоны формообразования. Сложность такого решения заключается как в аппаратном, так и методическом обеспечении. Необходимо также разработать теоретические основы стационарных случайных процессов, происходящих в линейных системах с сосредоточенными параметрами, провести спектрально-корреляционный анализ вибрационного состояния зоны формообразования, идентифицировать параметры колебательных процессов в процессе обработки, выделить приемлемую информационно-диагностическую составляющую для управляющего воздействия, зависящего от положения кинематических звеньев во временной области.

Практически устранение колебаний с помощью адаптивных систем осуществляется либо путем автоматического управления режимами резания, либо путем оптимизации относительного положения инструмента и заготовки, либо путем изменения жесткости упругой системы станка. Достаточно эффективными могут быть системы, искусственно создающие компенсирующие колебания одного из элементов упругой системы станка с частотой и амплитудой, равной частоте и амплитуде доминирующей составляющей вибраций. Повысить эффективность вибростабилизации позволяет применение принципа адаптивного полигармонического многоканального управления несколькими составляющими колебаний. Исследованиями установлено, что между фазой колебаний и положением кинематического механизма существует функциональная зависимость [1]. Положение и динамика контролируемой точки этого механизма определяет значение и характер передаточной функции. Сфазированы также колебания, возникающие вследствие неравномерности жесткостной характеристики

упругой системы станка. Специальное измерительное устройство, использованное для проведения корреляционно-спектрального преобразования передаточной функции (рис.1), позволяет определить относительное время задержки ее преобразования и, тем самым, обосновать переход в такую частотную область, где некоторые ЛЧМ и ЦЧМ-процессы колебаний упругой системы станка могут рассматриваться как квазистационарные [2].

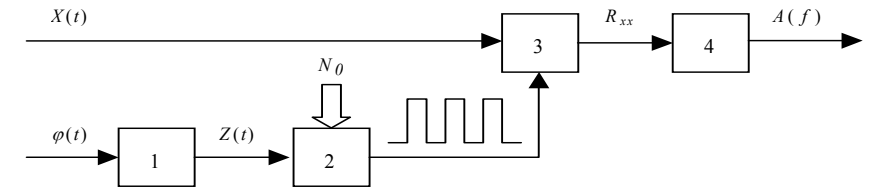


Рисунок 1 - Функциональная схема измерительного устройства для проведения корреляционно-спектрального преобразования передаточной функции: 1 – квантователь; 2 – делитель числа импульсов; 3 – коррелометр; 4 – спектроанализатор

Рассматривая механизм формирования ЛЧМ и ЦЧМ колебаний в зоне формообразования и учитывая действие сил, вызывающих продольные колебания $A_7(t)$, $A_1(t)$, поперечные $A_5(t)$, $A_2(t)$, колебания в вертикальной плоскости $A_3(t)$, $A_4(t)$ и крутильные колебания заготовки $A_6(t)$, можем определить предельные значения размаха колебаний.

$$A_i(t) = \sum_{j=1}^n A_j \cdot \sin(\omega_j t + \varphi_j) \quad (i=1,2,3...7)$$

где A_j – амплитуда гармоник; ω_j – частота гармоник; n – число гармоник; $\varphi_j \in [0; 2\pi]$ – фаза колебаний.

Под воздействием колебаний $A_1(t) \dots A_7(t)$ на обработанной поверхности образуется сложный профиль (рельеф). Между режимами резания и параметрами рельефа на обработанной поверхности существует связь, раскрытие которой позволяет дать оценку $A_1(t) \dots A_7(t)$.

Сформулированная задача является разновидностью задач идентификации и разделения источников колебаний. Следует отметить, что в классе стационарных колебательных процессов при данном количестве источников, указанная задача в общем виде не имеет решения. В нашем случае, установив взаимосвязи между колебаниями заготовки и инструмента, был предложен метод их разделения, при этом использована оценка влияния на рельеф поверхности обработанной детали отдельных взятых колебаний из набора $A_1(t) \dots A_7(t)$. Перебор $A_i(t)$ и анализ колебаний в зоне формообразования при резании выявил ранее неизвестные свойства составляющих колебаний:

1) записанные в виде рельефа на обработанной поверхности колебания являются частотно-модулированными;

- 2) вектор колебаний шпиндельного узла и заготовки являются несущим;
- 3) вектор колебаний суппорта и резца является частотно-модулированными.

Задача разделения источников колебаний в зоне формообразования по информации, записанной на обработанной поверхности, заключается в выделении составляющих вектора несущих колебаний с помощью амплитудных методов демодуляции и выделением вектора модулирующих колебаний с помощью преобразований Гильберта [3].

Использование такого же подхода при формировании управляющего воздействия на динамическую систему станка позволяет управлять частотной модуляцией нестационарных колебательных процессов как квазистационарными. Взвешенная периодическая функция $\bar{X}(i)$, предшествующая формированию управляющего сигнала, определяется на основе разработанной программной методики, которая позволяет также выделить постоянные детерминированные периодичности колебательного процесса.

Разработан метод управления устойчивостью колебательного контура станка за счет вибростабилизации зоны формообразования. Метод применим также для компенсации вибраций, вызванных дисбалансом конструктивных элементов шпиндельного узла, заготовки и суппортной группы станка. Для реализации метода использована многоканальная система вибростабилизации зоны формообразования на базе высокопроизводительной микроЭВМ. Система обладает возможностями адаптивной амплитудно-частотной настройки каналов управления и реализована для двух вариантов. В основе первого лежит динамическое силовое воздействие на резцедержатель. Второй – подразумевает придание инструменту радиального виброперемещения. Оба варианта направлены на поддержание стабильного положения резца и заготовки в процессе обработки [4]. В качестве исполнительного механизма применен специально разработанный электрогидравлический вибратор. Установлено, что система вибростабилизации обеспечивает снижение микронеровностей деталей не менее чем в 1,6 раза и позволяет увеличить точность радиального размера в два и более раза.

Литература

1. Зелик В.П., Пономарев Л.Д. Частотно-модулированные колебания машин и механизмов и их анализ //Повышение надежности машин и сооружений. ДАН УССР.–Киев, 1988.
2. Пономарев Л.Д., Зелик В.П. Комплексная диагностика ГПС и станочных модулей. Сб. научных статей, вып. 3, Краматорск, 1996.
3. Винницкий А.С. Модулированные фильтры и следящий прием сигналов. М.:Сов. Радио, 1969.-548с.
4. Кутепов Н.Л. Адаптивная система вибростабилизации зоны формообразования токарно-го станка.//Тезисы докладов международной научно-технической конференции "Прогресс техники и технологии". Донецк. ДонГТУ, 1995.

Рецензент: к.т.н., доц. Сердюк А.А. (ДГМА)

**Раздел 4
Тепловые явления**

УДК 621.9: 658.5

В.С. Гузенко, Г.Г. Коткин

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

**МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ РЕЗАНИИ
С ПОМОЩЬЮ МЕТОДА СЕТОК**

The method of grids for account of thermal processes in a cutting slice is considered

Рассмотрим приложение метода слоев или сеток для расчета тепловых процессов в режущей пластине.

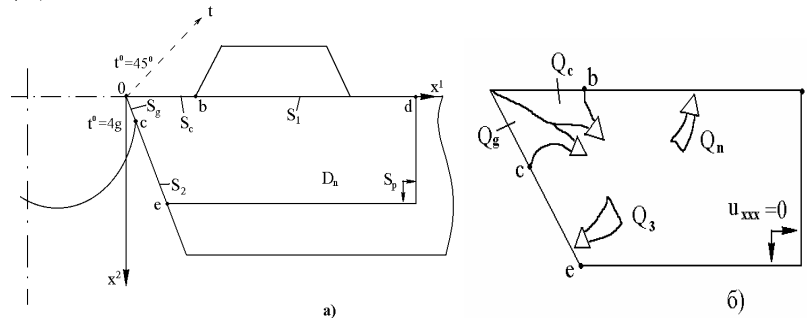


Рисунок 1

На участке $S_c := [a, b]$ режущей пластины температуру пластины можно считать заданной и равной (быть может, уменьшенной как некоторую константу) температуре стружки u_c . На участке $S_g := [a, c]$ температуру можно считать равной (быть может с поправкой) температуре детали u_g . На участках передней и задней поверхности резца S_1 и S_2 заданы условия теплообмена с окружающей средой, которые могут быть различны в зависимости от наличия или отсутствия и типа применяемой СОЖ, а также наличия или отсутствия прилегающих деталей, например, стружколома. В простейшем случае можно считать, что «поток теплоты» определяется условиями теплообмена с воздушной средой C_g (обычно $C_g \approx 0$): $\left\langle \frac{du}{dx}(t, x), h_{s_i} \right\rangle + C_g(u(t, x) - u_g) = 0$, при $x \in S_i, i = 1, 2$, где h_{s_i} - нормаль к поверхности $S_i, i = 1, 2, U(t, x)$ - температура пластины, t - время, $x := (x^1, x^2), \frac{du}{dx} := \left(\frac{du}{dx^1}, \frac{du}{dx^2} \right), C_g > 0$ - постоянный коэффициент, U_g - температура воздуха. В данных обозначениях задача примет вид

$$\left(\frac{\partial}{\partial t} - C_0 \sum_{i=1}^n \frac{\partial^2}{(\partial x^i)^2}\right)u(t, x) = 0 \quad (\forall (t, x) \in R_+ \times D_n) : \quad (1a)$$

$$u(0, x) = u_g \quad (\forall x \in D_n); \quad (1б)$$

$$u(t, x) = u_c \quad (\forall (t, x) \in R_+ \times S_c); \quad (1в)$$

$$u(t, x) = u_g \quad (\forall (t, x) \in R_+ \times S_g); \quad (1г)$$

$$\left\langle \frac{du}{dx}(t, x), h_{S_i} \right\rangle + C_g (u(t, x) - u_g) = 0 \quad (\forall (t, x) \in R_+ \times (S_1 \cup S_2)), \quad (1д)$$

где $R_+ := \{t \in R : t \geq 0\}$; D_n - область пространства R^n соответствующая режущей пластине (см. рисунок 1а)), u_g, u_c, u_g, C_g, C_0 - соответствующие положительные константы, размерность.

Начальные условия в данной постановке задаются для двух задач Коши: на основании $\{0\} \times D_n$ - (1б), и на боковой поверхности $R_+ \times \partial D_n$, - (1в) - (1д), цилиндра $R_+ \times D_n$ (через ∂D_n мы обозначим границу D_n в R^2). В то же время, условия (1в) - (1д) на ∂D_n недостаточны, т.е. одна из величин $u(t, x)$, либо $u_x(t, x)$ оказывается неопределенной. В классе аналитических функций условия (1б) достаточно, так как из него вытекает однозначная определенность $u(0, x)$ при всех $x \in R^2$. Условия (1в)-(1д) в этом случае избыточны, и в общем случае несовместимы с (1б) (в частности, если $u_c \neq u_g$, что как раз естественно предполагать). Таким образом, даже в классе непрерывных всюду функций $u(t, x)$ решения данной задачи, например, в случае $u_c \neq u_g$ не существует.

Будем искать условия согласования на функции $f(x) \in C_2(R^2, R)$ и $g(t, x) \in C_2(R^3, R)$ при которых существует решение задачи

$$\left(\frac{\partial}{\partial t} - C_0 \sum_{i=1}^2 \frac{\partial^2}{(\partial x^i)^2}\right)u(t, x) = 0 \quad (\forall (t, x) \in R_+ \times D_n); \quad (2a)$$

$$u(0, x) = f(x) \quad (\forall x \in D_n); \quad (2б)$$

$$C_1 u(t, x) + C_2 \langle b, u_x(t, x) \rangle = g(t, x) \quad (\forall (t, x) \in R_+ \times \partial D_n), \quad (2в)$$

где D_n - область гомоморфная шару, f и g - достаточно гладкие функции, $b \in R^2$ - заданный вектор $\|b\|=1$, $C_i, i=1,2$ - постоянные, $C_0 > 0, C_1 \geq 0, C_2 \geq 0$.

Теорема 1. Пусть в задаче

$$\begin{cases} F(D^\alpha u(x), x) = 0 & (x \in R^{n+1}); \end{cases} \quad (3a)$$

$$\begin{cases} D^\alpha u(x) = f_\alpha(x), & |\alpha| < m & (x \in S), \end{cases} \quad (3б)$$

где A - набор мультииндексов

$$\alpha_1, \dots, \alpha_s, |\alpha_j| \leq m, j=1, \dots, s; U(x) \in C_m(R^{n+1}, R^N), F \in C_\infty(R^{N^s+n+1}, R^N),$$

$$f_\alpha \in C_\infty(R^{n+1}, R^n), |\alpha| < m (|\alpha| - размерность, см. [1],$$

1) S представляет собой кусочно-гладкую гиперповерхность $S := \bigcup_{k=1}^{\infty} S_k$,

$$\text{где } S_k := \{x : h_k(x) = 0, g_j^k(x) \leq 0, j=1, \dots, p_k, g_j^k < 0, j=p_k+1, \dots, q_k\} \quad (4)$$

гомеоморфную плоскость ($\{x^0=0\}$) или сфере ($\{\|x\|=1\}$) (h_k, g_j^k из класса $C_\infty(R^{n+1}, R)$);

2) F - аналитическая функция $f_\alpha(x) = f_\alpha^k(x)$, при $x \in S_k$, где $f_\alpha^k(x)$ - аналитические функции, выбранные так, что соответствующие производные непрерывным образом согласованы в точках пересечения сегментов плоскости $S_k, |\alpha| < m, k=1, 2, \dots$;

3) для некоторой внутренней точки одного из сегментов $x_0 \in \text{int} S_k$ выполнено условие

$$\det \left(\sum_{|\alpha|=m} \frac{\partial F}{\partial [D^\alpha u]} (D^A u(x_0), x_0) h_{k\alpha}^\alpha(x) \right) \neq 0 \quad (5)$$

$$\text{где } y^\alpha = (y^1)^{\alpha^1} \dots (y^n)^{\alpha^n} \quad (\text{см. [1]}).$$

Тогда на любом компакте $K \subset R^{n+2}$ определено единственное аналитическое решение $u(x)$, которое является также единственным в классе функций $C_{m+1}(R^{n+1}, R^N)$.

Доказательство. 1) Мы предполагаем в данной формулировке, что $f_\alpha^k(x)$ формально могут не зависеть от координаты x^j , ось которой перпендикулярна сегменту S_k . При этом при подстановке условий (3б) в (3а) получается разрешимое относительно старших производных $D^B u$ (для $\alpha \in B, |\alpha|=m$) уравнения

$$F(D^B u, f_{\alpha_1}^k(x), \dots, f_{\alpha_s}^k(x), x) = 0. \quad (6)$$

В то же время в точках пересечения сегментов $y \in S_i \cap S_j$ все производные предполагаемого решения $u(x)$ вдоль всех направлений касательных площадок S_i и S_j вычисленные на основании $D^y f_\alpha^i(y)$ и $D^y f_\alpha^j(y)$ должны совпадать (и также в отдельности приводить к разрешимому уравнению (6) при $x=y$).

Введением новых координат $x^j, j=0, \dots, n$ так, чтобы ось $O\tilde{x}^0$ была перпендикулярна S_k в точке x_0 , а остальные оси были направлены вдоль касательной плоскости T_k к S_k в x_0 , задача (3а), (3б) сводится к задаче Коши с краевым условием, заданным на плоскости (36а), (36б) с пересчитанной для новых переменных функцией F и краевыми начальными данными $f_p(x), p=1, \dots, m-1$, локально выражающихся

через $f_\alpha^k(x)$, $|\alpha| < m$ (просто отбрасыванием членов ряда $f_\alpha^k(x(\tilde{x})) = \sum_\alpha b_\alpha^k(\tilde{A}\tilde{x} + x_0)^\alpha$ содержащих множитель $(x^0)^s$, $s = 1, 2, \dots$).

Новые функции $f_p(\tilde{x})$ определены на касательной плоскости $\{\tilde{x} \in R^n, \tilde{x}^0 = 0\}$, а F представляет собой результат разрешения системы (3а) после подстановки новых координат $x := \tilde{A}\tilde{x} + x_0$ относительно определенной для новых координат производной $D^{(m, 0, \dots, 0)}\tilde{u}(\tilde{x})$ (где $\tilde{u}(\tilde{x}) := u(\tilde{A}\tilde{x} + x_0)$).

Определим все производные $D^\alpha u(\tilde{x})$ в точке $\tilde{x} = 0$ аналитическим дифференцированием начальных данных. Если мы рассмотрим функцию F в новых координатах, обозначив ее через \tilde{F} и функцию $\psi(\tilde{x}) := \tilde{F}(D^{\tilde{A}}\tilde{u}(\tilde{x}), \tilde{x}) := F(D^A u(\tilde{A}\tilde{x} + x_0), \tilde{A}\tilde{x} + x_0)$ то все производные ψ в $\tilde{x} = 0$ будут равны нулю: $D^\beta \psi(0) = 0$ ($\forall \beta = (\beta^0, \dots, \beta^n)$).

Действительно, $\psi(0) = 0$, так как мы определяем $D^{(m, 0, \dots, 0)}\tilde{u}(0)$ посредством остальных производных $D^\alpha \tilde{u}(0)$, $|\alpha| \leq m$, $\alpha^0 < m$.

Каждая же последующая производная $D_i \psi(0)$ и далее $D_i D^\alpha \psi(0)$ берется в основу определения ровно одной производной $D^\beta \tilde{u}(0)$ так, чтобы выполнялось $D_i D^\alpha \psi(0) = 0$.

Так как $D^\beta \psi(0) = 0$ для всех β , и ψ является результатом подстановки одной аналитической функции $D^{\tilde{A}}\tilde{u}(\tilde{x})$ в другую, \tilde{F} , то $\psi \equiv 0$.

Таким образом, (3а)-(3б) в новых координатах имеющие вид

$$\begin{cases} \tilde{F}(D^{\tilde{A}}\tilde{u}(\tilde{x}), \tilde{x}) = 0; & (3'a) \\ D^\alpha \tilde{u}(\tilde{x}) = \tilde{f}^\alpha(\tilde{x}), |\alpha| < m & (3'b) \end{cases}$$

оказывается выполненными в точке $\tilde{x} = 0$, а (3'a) и (3а) выполняются во всех точках $\tilde{x} \in R^{n+1}$.

В то же время, из геометрических соображений следует, что если мы определим, таким образом, $u(x) := \tilde{u}(\tilde{A}^{-1}(x - x_0))$ для всех точек $x \in S_k$ и $h_k \in C_\infty(R^{n+1}, R)$, то $u(x)$ будет иметь производные $D^\alpha u(x) = D^\alpha [\tilde{u}(\tilde{A}^{-1}(x - x_0))]$ причем $u(x)$ получается из произвольной (для произвольного x_0) функции

$$\tilde{u}(\tilde{x}) := \sum_\alpha \tilde{b}_\alpha \tilde{x}^\alpha \quad (7)$$

в результате подстановки

$$u(x) := \sum_\alpha \tilde{b}_\alpha (\tilde{A}^{-1}(x - x_0))^\alpha \quad (7')$$

Более того, если функции f_α^k разных сегментов S_k согласованы (т.е. при рассмотрении всех приращений $\Delta x := x - x_0$ вдоль касательных в x_0 площадок к

S_k , $k = 1, 2, \dots$, все приращения функций f_α^k или их соответствующих производных совпадают), то функция (7) удовлетворяет (3а), (3б), т.е. является решением при всех $x \in R^{n+1}$, для которых сходится ряд (7') или (7).

2) Докажем сходимость ряда (7). Для этого сведем задачу (3а), (3б) к нормальной форме квазилинейной задачи первого порядка введя функции

$$v_{\alpha j}(x) := D^{\alpha_j} \tilde{u}(x),$$

где D^{α_j} - все производные из набора $D^A u$, $j = 1, \dots, s$.

Тогда задача (3а)-(3б) примет вид

$$\begin{cases} \sum_{i=0}^n A_i(\tilde{u}(x), x) \bar{u}_{x^i}(x) + A_{n+1}(\bar{u}(x), x) = 0 & (x \in R^{n+1}); & (3a'') \\ \bar{u}(x) = \tilde{f}(x) & (x \in S), & (3b'') \end{cases}$$

где функции $A_i \in C_\infty(R^{N+n}, R^N)$ есть производные исходной функции \tilde{F} ;

$\frac{\partial \tilde{F}}{\partial [D^{\alpha_j} \tilde{u}]}$ и $\frac{\partial \tilde{F}}{\partial x^i}$: размерность N соответственно увеличена; \bar{u}_{x^i} есть производная

$D_i D^{\alpha_j} \tilde{u}$; новая функция $\bar{u}(x)$ есть производные $D^{\alpha_j} \tilde{u}$ до порядка $|\alpha_j| \leq m$ включительно; производные $D^\alpha \tilde{u}(x)$ на поверхности S порядка $|\alpha| < m$ задается (3б), ось $0x^0$ направлена перпендикулярно S в точке $x_0 = 0$: производные порядка m вдоль S задаются $D_i D^\alpha \tilde{u}(x) := D_i \tilde{f}_\alpha(x)$ ($|\alpha| < m$), а $D^{(m, 0, \dots, 0)}\tilde{u}(x) := \varphi(D^{\tilde{A}}\tilde{u}(x), x)$,

где φ - результат разрешения уравнения (3а) относительно $D^{(m, 0, \dots, 0)}\tilde{u}$.

В окрестности точки $x_0 \in S$ систему (3a'') можно разрешить относительно \bar{u}_{x_0} :

$$\bar{u}_{x_0}(x) = \sum_{i=1}^n \bar{A}_i(\bar{u}(x), x) \bar{u}_{x^i}(x) + A_0(\bar{u}(x), x). \quad (8)$$

Для исходных рядов

$$\tilde{f}(x) := \sum_\alpha \bar{C}_\alpha x^\alpha; \quad \bar{A}_i(v) := \sum_\alpha \bar{a}_{i\alpha} v^\alpha \quad (9)$$

Определим коэффициенты решения (8)-(3б), задавая $\bar{u}(x)$ в виде

$$\bar{u}(x) := \sum_\alpha \bar{b}_\alpha x^\alpha \quad (10)$$

Из сходимости рядов (9) вытекает, что существуют константы M_0, N_0, ρ, r , такие, что

$$|\bar{C}_\alpha| \leq \frac{N_0}{\rho^\alpha}; \quad |\alpha_{i\alpha}| \leq \frac{M_0}{r^\alpha} \quad (9')$$

Определим новые функции мажорирующей задачи

$$f(x) := \sum_\alpha C_\alpha x^\alpha; \quad A_i(v) := \sum_\alpha a_{i\alpha} v^\alpha$$

положив

$$C_\alpha := \frac{N_0 |\alpha|!}{\rho^\alpha \alpha!}; \quad a_{i\alpha} := \frac{M_0 |\alpha|!}{r^\alpha \alpha!}.$$

Тем самым осуществляется «симметризация» задачи, так как

$$A_i(v) = M_0 \sum_{\alpha} \left(\frac{v^1 + \dots + v^{N+n+1}}{r} \right)^{|\alpha|} = \frac{M_0}{1 - \frac{v^1 + \dots + v^{N+n+1}}{r}}$$

$$f(x) = \frac{N_0}{1 - \frac{x^0 + \dots + x^n}{\rho}}.$$

Мажорирующая задача имеет вид

$$\tilde{u}_{x_0}(x) = \sum_{i=1}^n A_i(\tilde{u}(x), x) \tilde{u}_x(x) + A_0(\tilde{u}(x), x) \quad (x \in R^{n+1}); \quad (11a)$$

$$\tilde{u}(x) = f(x) \quad (x \in S). \quad (11б)$$

При определении коэффициентов ряда $\tilde{u}(x) := \sum_{\alpha} \tilde{b}_{\alpha} x^{\alpha}$ последовательным дифференцированием они получаются не менее исходных: $\tilde{b}_{\alpha} \geq |b_{\alpha}|$ и в тоже время равными для разных функций $\tilde{u}^1, \dots, \tilde{u}^N$ и разных координат x^1, \dots, x^n :

$$\tilde{b}_{\alpha}^1 = \dots = \tilde{b}_{\alpha}^N; \quad \tilde{b}_{\beta} = \tilde{b}_{\alpha} =: |b_{|\alpha|}| \text{ для } \beta \text{ и } \alpha \text{ таких что } |\beta| = |\alpha|.$$

Таким образом, задача (11a), (11б) с точностью до обозначений сводится к скалярной задаче для функции двух переменных $u(x^0, x^1) \in C_{\infty}(R^2, R)$ вида

$$\begin{cases} u_{x_0}(x) = \frac{nM_0}{1 - \frac{u(x) - x^0 + x^1}{r}} u_{x^1}(x) + \frac{M_0}{1 - \frac{u(x) + x^0 + x^1}{r}} \\ (\forall x := (x^0, x^1) \in R^2); \end{cases} \quad (11a')$$

$$\begin{cases} u(x) = \frac{N_0}{1 - \frac{x^0 + x^1}{\rho}} \\ (\forall (x^0, x^1) \in S); \end{cases} \quad (11б')$$

Более того, при рассмотрении коэффициентов ряда $u(x) := \sum_{\alpha} b_{\alpha} x^{\alpha}$ достаточно в начальном условии ограничиться зависимостью от x^0 . Таким образом, обозначая $t := x^0$; $x := x^1$, приходим к задаче

$$\begin{cases} u_t(t, x) = \frac{nM_0 r}{r - u(t, x) - t - x} (u_x(t, x) + 1) \quad (\forall (t, x) \in R^2); \end{cases} \quad (14a)$$

$$\begin{cases} u(0, x) = \frac{N_0 \rho}{\rho - x} \\ (\forall x \in R). \end{cases} \quad (14б)$$

Легко видеть, что если $N_0 < r$, то решение задач (14a)-(14б) существует. Действительно, в начальный момент и близких к нему $t = \varepsilon > 0$

$$u_x(\varepsilon, 0) = N_0 + 0(\varepsilon); \quad (15)$$

$$u_t(\varepsilon, 0) = \frac{nM_0 r}{r - N_0 - \varepsilon} (N_0 + 1) + 0(\varepsilon), \quad (16)$$

где $0(\varepsilon) \rightarrow 0$, при $\varepsilon \rightarrow 0$. При увеличении t от 0 до некоторого $t_* > 0$ плавно меняется соотношение между u_x и u_t так что u_t/u_x непрерывно увеличивается. Условие

$$N_0 < r \quad (17)$$

означает совместность начальных данных (3б'') с постановкой (3а'') и выполняется, в частности, для (всюду) аналитической функции F , так как в этом случае радиус сходимости второго ряда (9) может быть взят сколь угодно большим, и тогда и константу r в (9'') можно взять сколь угодно большую.

В силу произвольности также числа ρ в (9') получим, что решение $u(t, x)$ (14a)-(14б) определено для всех $(t, x) \in R^2, t \geq 0, x \geq 0$. Отсюда вытекает сходимость ряда (10) при всех $x \in R^{n+1}$, а вместе с ним и рядов (7), (7') задающих решение $u(x)$ исходной задачи (3a)-(3б).

3) Пусть $u_*(x) \in C_{m+1}(R^{n+1}, R^N)$ - отличное от $u(x)$ решение и предположим, для простоты, что ось $0x^0$ перпендикулярна S в точке $x_0 \in S$ (т.е. преобразование координат уже выполнено). Тогда

$$D^{\alpha} u_*(x) = D^{\alpha} u(x_0) \text{ для всех } \alpha, |\alpha| \leq m+1. \quad (18)$$

Покажем, что

$$D^{(m+1, 0, \dots, 0)} u_*(x) = D^{(m+1, 0, \dots, 0)} u(x) \quad (18')$$

в окрестности x_0 . Из (3a) следует, что

$$\begin{aligned} D_0 [F(D^A u(x), x)] &= \frac{\partial F}{\partial [D^{(m+1, 0, \dots, 0)} u]} D^{(m+1, 0, \dots, 0)} u(x) + \\ &+ \sum_{\substack{\alpha \\ \alpha^0 < m}} \frac{\partial F}{\partial [D^{\alpha} u]} D_0 D^{\alpha} u + \frac{\partial F}{\partial x_0} = 0 \end{aligned} \quad (19)$$

и такое же соотношение справедливо для $u_*(x)$.

Пусть $u_{\varepsilon}(x)$ - аппроксимирующая $u_*(x)$ аналитическая функция с точностью до ε : $\forall \alpha: |\alpha| \leq m+1 |D^{\alpha} u_*(x) - D^{\alpha} u_{\varepsilon}(x)| < \varepsilon$ в окрестности $B_{\delta}(x_0)$ точки x_0 . Пусть $u_*(x) = u(x)$ в окрестности $B_{\delta}(x_0)$. Выберем $\varepsilon > 0$ так, чтобы также $u_{\varepsilon}(x) \neq u(x)$ в $B_{\delta}(x_0)$. Тогда можно определить $w(x) := u(x) - u_{\varepsilon}(x)$

$$\gamma := \int_{R_{\delta}} (u(x) - u_{\varepsilon}(x), w(x)) dx = \int_{R_{\delta}} \|u(x) - u_{\varepsilon}(x)\|^2 dx > 0, \quad (20)$$

где R_δ - область, ограниченная поверхностью S и близкой к ней гладкой поверхностью S_δ (см. рис. 2).

Запишем уравнение (19) в более простых обозначениях в виде

$$\sum_{|\alpha| \leq m+1} G_\alpha(D^\alpha u(x), x) D^\alpha u(x) - G_0(x) = 0 \quad (19')$$

Построим аналитическое решение $v(x)$ задачи

$$\begin{cases} \sum_{|\alpha| \leq m+1} G_\alpha(D^\alpha u(x), x) (-1)^{|\alpha|} D^\alpha v(x) = w(x) & (\forall x \in R_\delta); \\ D^\alpha v(x) = 0, |\alpha| < m+1 & (\forall x \in S_\delta). \end{cases}$$

Тогда, интегрируя по частям с учетом того, что $D^\alpha(u(x) - u_\varepsilon(x)) = 0_1(\varepsilon) \rightarrow 0$ при $\varepsilon \rightarrow 0$ для всех $x \in S$ и $|\alpha| < m$ (см. (18)) приходим к формуле (для $0_i(\varepsilon) \rightarrow 0$ при $\varepsilon \rightarrow 0, i = 1, 2, \dots$)

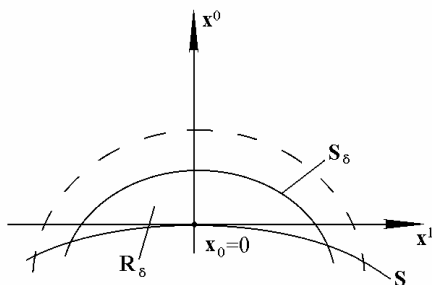


Рисунок 2.

$$\times D^\alpha(u(x) - u_\varepsilon(x), v(x)) dx + \int_S 0_2(\varepsilon) dx \quad (21)$$

(в частности для $\bar{\alpha} := (\alpha^1, \dots, \alpha^{i-1}, \alpha^i - 1, \alpha^{i+1}, \dots, \alpha^n)$,

$$\begin{aligned} & \int_{x_1^i}^{x_2^i} w^j(x) G_\alpha^j(\cdot, x) (-1)^{|\bar{\alpha}|} D_{\bar{\alpha}} v(x) dx = \\ & = -w^j(x) G_\alpha^j(\cdot, x) (-1)^{|\bar{\alpha}|} D_{\bar{\alpha}} v(x) \Big|_{x_1^i}^{x_2^i} + \\ & + \int_{x_1^i}^{x_2^i} G_\alpha^j(\cdot, x) D_{\bar{\alpha}} w^j(x) (-1)^{|\bar{\alpha}|} D_{\bar{\alpha}} v(x) dx. \end{aligned}$$

Пусть β - оценка Липшица функции G_α для всех рассматриваемых значений аргумента, которая существует в силу аналитичности исходной функции F , функции $u(x)$ и компактности рассматриваемого множества $k \subset R^{n+1}$. Так как $u_*(x)$ удовлетворяет

$$\sum_{|\alpha| \leq m+1} G_\alpha(D^\alpha u_*(x), x) D^\alpha u_*(x) + G_0(x) = 0 \quad (22)$$

$$\text{и } |G_\alpha(D^\alpha u_*(x), x) - G_\alpha(D^\alpha u(x), x)| \leq \beta \max_{|\alpha| \leq m+1} \|D^\alpha u(x) - D^\alpha u_*(x)\| \quad (23)$$

то из (21) при малом ε и окрестности $B_\delta(x_0)$ вытекает

$$\begin{aligned} & \int_{R_\delta} \|w(x)\|^2 dx \leq \int_{R_\delta} \left(\beta \max_{|\alpha| \leq m+1} \|D^\alpha u(x) - D^\alpha u_*(x)\| \times \right. \\ & \left. \times \sum_{|\alpha| \leq m+1} D^\alpha(u(x) - u_\varepsilon(x), v(x)) \right) dx + \int_{R_\delta} 0(\varepsilon) dx + \int_S 0_2(\varepsilon) dx, \quad (24) \end{aligned}$$

где $w(x) := u(x) - u_\varepsilon(x)$.

В силу того, что $u(x)u_*(x)$, и $u_\varepsilon(x)$ принадлежат $C_{m+1}(R^n, R^N)$

$$D^\alpha u^i(x) - D^\alpha u_\varepsilon^i(x) = D^\alpha(u^i(x_0) - u_\varepsilon^i(x_0)) + D_{[x_0, x]}^\alpha(u^i(\theta_1^i) - u_\varepsilon^i(\theta_1^i)) \|x - x_0\| \notin,$$

где $D_{[x_0, x]}^\alpha u^i$ - производная функции $\Psi(x) := D^\alpha u^i(x)$ вдоль направления отрезка $[x_0, x]$, $\theta_1^i \in [x_0, x]$.

Аналогичная оценка имеет место для функций $D^\alpha u^i(x) - D^\alpha u_\varepsilon^i(x) = D^\alpha w^i(x)$ и $v^i(x)$:

$$\begin{aligned} & D^\alpha u^i(x) - D^\alpha u_\varepsilon^i(x) = D^\alpha(u^i(x_0) - u_\varepsilon^i(x_0)) + D_{[x_0, x]}^\alpha(u^i(\theta_2^i) - u_\varepsilon^i(\theta_2^i)) \|x - x_0\|; \\ & v^i(x) = v^i(x_0) + D_{[x_0, x]} v^i(\theta_3^i) \|x - x_0\|. \end{aligned}$$

Соединяя полученные оценки из (24) получаем

$$\int_{R_\delta} C_w \|x - x_0\|^2 dx \leq \int_{R_\delta} \beta C_{u_1}^{m+2} \|x - x_0\| r C_{u_2}^{m+2} \|x - x_0\| \times C_v \|x - x_0\| dx + 0_5(\varepsilon), \quad (25)$$

Где $C_{u_1}^{m+2}, C_{u_2}^{m+2}, C_v$ - некоторые константы, полученные из оценок производных функций $w^i(x)$,

$u^i(x) - u_\varepsilon^i(x)$, $u^i(x) - u_\varepsilon^i(x)$, $v^i(x)$, $i = 1, \dots, N$, в точках Θ из окрестности $B_\delta(x_0)$,

$$C_w := \min_{r_0 \geq r \geq 0} \min_{\{x: \|x - x_0\| = r\}} (\|w(x)\|^2 / \|x - x_0\|^2)$$

В силу аналитичности $w(x) \equiv 0$ константа $C_w \neq 0$ существует для некоторого $r_0 > 0$ и определяется первыми отличными от нуля производными.

Соотношение (25) очевидно противоречиво при малых $r > 0$ и $\|x - x_0\|$.

Из этого следует, что $w^i := u^i(x) - u_\varepsilon^i(x) \equiv 0, i = 1, \dots, N$, в некоторой окрестности $B_\delta(x_0)$ точки x_0 . Но поскольку $|u_\varepsilon^i(x)| \leq |u^i(x)| + 0_\varepsilon(\varepsilon)$, то из этого вытекает единственность решения, т.е. $\exists \delta_* \leq \delta \forall x \in B_\delta(x_0) \quad u(x) = u_*(x)$.

Легко видеть также, что оценки $C_{u1}^{m+2}, C_{u2}^{m+2}, C_v, \beta$ могут быть выбранными общими для всего компакта K . Пусть для некоторого $\bar{x} \in R^n \quad u(\bar{x}) \neq u_*(\bar{x})$.

Тогда при малом $\varepsilon > 0 \quad w(\bar{x}) = u(\bar{x}) - u_\varepsilon(\bar{x}) \neq 0$. Но из (25) следует, что $w(x) = u(x) - u_\varepsilon(x) \equiv 0$ в некоторой окрестности $B_\delta(x_0)$. Так как функции $u(x)$ и $u_\varepsilon(x)$ аналитические, то это означает, что $w(x) \equiv 0$ всюду в R^n . Таким образом, $u(x) = u_*(x)$ всюду в R^n . Тем самым единственность решения в классе $C_{m+1}(R^n, R^N)$ достоверна.

4) Рассмотрим возможность однозначного определения решения $u(x)$ на всем компакте K . Согласование производных на S предполагает, что даже в случае негладкости S все производные начальных данных $f_\alpha(x)$ согласованы так, чтобы все производные предполагаемого в данных точках решения $u(x)$ были однозначно и корректно определены. В то же время, если мы рассматриваем класс аналитических решений и функций $f_\alpha(x)$, то в нем решение $u(x)$ найденное для некоторой точки $x_0 \in K$ автоматически оказывается определенным на всем компакте K и, вообще говоря, на всем R^{n+1} . Если же рассматривается класс $C_{m+1}(R^{n+1}, R^N)$, то по предположению теоремы существует точка $x_0 \in \text{int} S_k$, для которой выполняется условие (5). Тогда единственное решение $u(x)$ определено в окрестности «диска» $B_\varepsilon(x_0) \cap S_k$ (где $B_\varepsilon(x_0) := \{x : \|x - x_0\| \leq \varepsilon\}$) для некоторого $\varepsilon > 0$. Более того, из проведенных рассуждений следует, что решение $u(x)$ однозначно продолжается на цилиндр.

$$T_\varepsilon(x_0) := \{ \tilde{x} \in R^{n+1} : \exists x_* \in B_\varepsilon(x_0) \cap S_k \quad x_*^i = \tilde{x}^i, i = 1, \dots, n; |\tilde{x}^0 - x_*^0| < T \}$$

для произвольной конечной константы T (в предположении, что ось $0\tilde{x}^0$ перпендикулярна S_k в точке x_0).

Боковая поверхность $\mathcal{G}(T)$ цилиндра $T_\varepsilon(x_0)$ с необходимостью задает начальные данные для всякого данного решения $u_*(x)$ задачи (3а)-(3б) вне цилиндра. Так как из всякой точки компакта K однозначно восстанавливается перпендикуляр к $\mathcal{G}(T)$ при достаточно большом T , то тем самым единственное решение $u(x)$ оказывается определенным на всем компакте K .

Теорема доказана.

Следствие 1. Задача (2а)-(2в) имеет единственное аналитическое решение $u(t, x)$, которое однозначно определяется первым условием (2б). Второе краевое условие (2в) однозначно определяется первым условием, если рассматривается класс аналитических решений $u(t, x)$ при аналитических функциях f и g .

Доказательство. Результат вытекает из теоремы, если заметить, что вместо $D^{(m, 0, \dots, 0)}$ и во всех рассуждениях можно брать $D^{(m-1, 0, \dots, 0)}$ и в том случае, если производная более высокого порядка по X_0 не входит в $D^A u$.

Простейшие условия согласования для неаналитических функций f и g имеют вид

$$D^\alpha (C_1 f(x) + C_2 \langle b, f_x(x) \rangle) = D^\alpha g(0, x) \quad (\forall x \in dD_n, \forall \alpha \quad |\alpha| \leq m,$$

где D^α - дифференцирование по $x = (x^1, x^2), \alpha = (\alpha^1, \alpha^2)$ - мультииндекс,

m - нужный класс гладкости решения $u(t, x)$. Однако, для аналитических функций условие (2б) позволяет определить $u(t, x)$ на ∂D_n независимо от (2в) и таким образом функция $g(t, x)$ оказывается полностью заданной.

Метод сеток автоматически «сглаживает» несогласованность начальных данных (2в) с постановкой Коши (2б) - (2а). Однако критерии неоднозначного сглаживания связаны с выбором шага сетки и схемы расчета. В связи с этим опишем вариант метода сеток, известного в литературе [2].

Пусть $X := \{x_\sigma\} \subset D_n$ сетка в пространстве $x \in R^2$ на множестве D_n с равномерным шагом $\Delta x^1 = \Delta x^2 = \Delta x \in R; \sigma := (\sigma^1, \sigma^2) \in N^2$ - индексы узлов сетки.

Пусть $X_1 := X \cap \eta_\varepsilon(\partial D_n)$ - множество граничных или расположенных вблизи нее узлов сети X

$$\eta_\varepsilon(A) := \{x : \exists y \in A \|x - y\| < \varepsilon\}.$$

$X_0 := X \setminus X_1$ - множество внутренних узлов сетки на D_n .

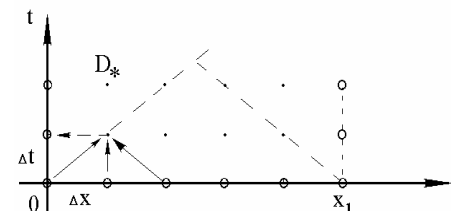


Рисунок 3.

Пусть $\Delta t \in R$ - шаг по $t, t_0 := 0, t_{k+1} := t_k + \Delta t$. Решение $u(t, x)$ можно последовательно рассчитать на слоях сетки $\{t_k\} \times X$ следующим образом

$$1) u(t_0, x_\sigma) := f(x_\sigma); \tag{25a}$$

$$2) \text{ внутри пластины при } x_\sigma \in X_0 : u(t_{k+1}, x_\sigma) := u(t_k, x_\sigma) + u_k(t_k, x_\sigma) \Delta t, \tag{25б}$$

где

$$u_i(t_k, x_\sigma) := \frac{C_0}{\Delta x} (u(t_k, x_{\sigma^1+1, \sigma^2}) + u(t_k, x_{\sigma^1-1, \sigma^2}) + u(t_k, x_{\sigma^1, \sigma^2+1}) + u(t_k, x_{\sigma^1, \sigma^2-1}) - 4u(t_k, x_\sigma)) ; \tag{25б'}$$

3) на границе пластины при $x_\sigma \in X_1$ в зависимости от вида начального условия (2в) при случаях:

$$а) u(t_{k+1}, x_\sigma) := g(t_{k+1}, x_\sigma) / C_1, \text{ при } C_2 = 0, C_1 \neq 0; \quad (25в)$$

$$б) u(t_{k+1}, x_\sigma) := 2u(t_{k+1}, x_{\sigma-b_0}) - u(t_{k+1}, x_{\sigma-2b_0}), \text{ при } C_1 = 0, C_2 = 0 \quad (25г)$$

$$в) u(t_{k+1}, x_\sigma) := \frac{u(t_{k+1}, x_{\sigma-b_0}) + g(t_{k+1}, x_\sigma) \Delta x l_b / C_2}{1 + C_1 \Delta x l_b / C_2} \text{ при } C_2 \neq 0, \quad (25д)$$

где $x_{\sigma-b_0}$ - точки из x_0 ближайшая к граничной x_σ и смешанная относительно нее вдоль направления b (таким образом, $b_0 = (b_0^1, b_0^2)$)

где $b_0^i \in \{0, -1, 1\}$, $i = 1, 2$; $l_b := \|b_0\|$ (соответственно $l_b = 1$ или $l_b = \sqrt{2}$).

Таким образом, при расчете по схеме (25а)-(25д) начальные данные (2в) на границе пластины во все моменты времени образуют зону влияния на решение $u(t, x)$

$$D_* := \left\{ (t, x) \in R_+ \times D_n : t - \frac{\Delta t}{\Delta x} x \geq \rho(\partial D_n, x) \right\},$$

где $\rho(\partial D_n, x) = \inf_{y \in \partial D_n} \|y - x\|$ - расстояние до границы ∂D_n (см. пунктир на рис. 3)

Процесс расчета температурного поля внутри пластины по формулам (25а)-(25д) согласно модели (1а)-(1д) характеризуется следующими особенностями.

1) В начальный момент $t = 0$ температура пластины равна температуре воздуха $u(0, x) = u_g$ (например, $u_g = 20^\circ C$).

2) Под влиянием начального условия (1в), $u(t, x) = u_c$ (например $u_c = 700^\circ C$) на поверхности контакта со стружкой начиная со второго слоя временной сетки (см. рис 3) вторая производная u_{xx} вблизи границы $(t, x) \in R_+ \times S_c$ (которая стоит в правой части) становится отличной от нуля. В результате u_t также становится положительной (см. (25б')), что приводит к увеличению температуры выше лежащего по оси времени t узла сетки (см. рис 3). Это в свою очередь вызывает расширение зоны влияния граничного условия (1в), что отражает процесс распространения температуры (тепловой поток Q_c см. рис 1б)) от поверхности контакта со стружкой внутрь пластины. Аналогичный вычислительный процесс отражает тепловой поток от поверхности контакта с деталью Q_0 внутрь пластины (например, $u_0 = 400^\circ C$ см. (1г)).

3) Поток тепла через поверхность контакта с воздухом или СОЖ $\left\langle \frac{du}{dx}, n_{si} \right\rangle$ пропорционален разности температур пластины и воздуха $u(t, x) - u_g$ см.(1д), с коэффициентом C_g малым для воздуха ($C_g \approx 0$) и большим для СОЖ. Расчет температуры на границе $R_+ \times (S_1 \cup S_2)$ согласно (25д) приводит к росту первых производных u_{x^i} , $i = 1, 2$, вблизи границы тем больше, чем больше разница температур пластины и воздуха (или СОЖ). Это приводит к уменьшению u_{xx} и в свою очередь (согласно (25б')) уменьшению u_t и падению температуры - остыванию пластины. Этот процесс также с течением времени (начиная с момента ненулевой разницы температур ($u(t, x) - u_g$)) распространяется от границы внутрь детали, (см. тепловые потоки с передней и задней поверхности пластины Q_4 и Q_3 на рис. 3б).

4) Для проведения расчета, равно как и для корректности модели необходимо задание $u(t, x)$ на остальной части «боковой» поверхности - поверхности контакта с

резцом-державкой S_p во все моменты времени t . Можно считать, что для напайного инструмента нет существенных факторов для распространения тепла в державку и положить $u_{xx} = const$ или

$$u_{xxx}(t, x) = 0 \quad (\forall (t, x) \in R_+ \times S_p) \quad (1е)$$

Это условие не будет нарушать условия распределения тепла (т.е. значения u_t вычисляемые по (25б')) и будет действовать так же, как если бы резец был цельным. В этом случае значения u на границе вычисляются согласно представления

$$u(t_{k+1}, x_\sigma) = u(t_{k+1}, x_{\sigma-b_0}) + u'_g \Delta x l_b + \frac{1}{2} u''_{bb} (\Delta x l_b)^2,$$

где $u'_g := (u(t_{k+1}, x_{\sigma-b_0}) - u(t_{k+1}, x_{\sigma-2b_0})) / \Delta x l_b$;

$$u''_{bb} := (u(t_{k+1}, x_{\sigma-b_0}) + u(t_{k+1}, x_{\sigma-3b_0}) - 2u(t_{k+1}, x_{\sigma-2b_0})) / (\Delta x l_b)^2,$$

что дает формулу

$$u(t_{k+1}, x_\sigma) = 2,5u(t_{k+1}, x_{\sigma-b_0}) - 2u(t_{k+1}, x_{\sigma-2b_0}) + 0,5u(t_{k+1}, x_{\sigma-3b_0}), \quad (25е)$$

где $x_{\sigma-b_0}$, $x_{\sigma-2b_0}$, $x_{\sigma-3b_0}$ - три точки, получаемые из $x_\sigma \in X_1$ путем последовательного смещения вдоль направления $b \in R^2$ ($\|b\| = 1$) перпендикулярного dD_n в окрестности x_σ (т.е. $b_0 = (b_0^1, b_0^2)$), где $b_0^i \in \{0, -1, 1\}$, $i = 1, 2$; $l_b := \|b_0\| \in \{1, \sqrt{2}\}$.

Из проведенного анализа видно, что главным недостатком данного подхода, основанного на вычислении температуры $u(t, x)$ пластины по формулам (25а)-(25е) предназначенным для поиска приближенного решения $u_{\Delta t, \Delta x}(t, x)$ в классе функций $C_m(R^3, R)$ некоторой гладкости $m = 1, 2, 3$ задачи (1а) - (1е) является грубость самой постановки (1а)-(1е), отсутствие даже просто непрерывного решения $u(t, x)$ если не выполнены условия согласования.

В частности, аналитическое решение $u(t, x)$ (в классе $C_\infty(R^3, R)$) определяет значения u и на границе $(t, x) \in R_+ \times \partial D_n$, т.е. функция $g(t, x)$ в (более общем) условии (2в) полностью определена. В постановке же (1а)-(1е) она выбирается в частности, равной константе u_c, u_g или u_b .

Изучим в связи с этим свойства уравнения теплопроводности (1а). Обозначим для заданного значения $T > 0$

$$\partial W_T := \{(t, x) : \{0\} \times D_n \cup [0, T] \times \partial D_n\} - \text{часть границы множества } [0, T] \times \partial D_n$$

Лемма 1. Если $u(t, x) \in C_2(R^{n+1}, R)$ удовлетворяет (1а) для ограниченного множества $D_n \subset R^n$, то для $T > 0$

$$\text{Arg max}_{[0, T] \times D_n} u(t, x) \subset dW_T$$

Доказательство. Рассмотрим $v(t, x) := u(t, x) + \varepsilon \|x\|^2$

Имеем $Lv(t, x) = -2\varepsilon n C_0$,

$$\text{где } L := \frac{\partial}{\partial t} - C_0 \sum_{i=1}^n \frac{\partial^2}{(\partial x^i)^2}.$$

Из этого следует, что если (t_*, x_*) - конечный максимум $v(y, x)$ на $[0, T] \times \text{int } D_n$ ($\text{int } D_n$ - внутренность D_n), то $v_t(t_*, x_*) = Lv(t_*, x_*) + C_0 \sum_{i=1}^n v_{x^i x^i}(t_*, x_*) \leq -2\varepsilon n C_0 < 0$

так как на открытом множестве в точке минимума $v_{x^i x^i}(t_*, x_*) \leq 0, i = 1, \dots, n$.

В силу произвольности $\varepsilon > 0$ в (28) отсюда для ограниченного множества D_n несложно получить

$$W_{T_*} \cap \partial W_T \neq \emptyset, \text{ где } W_{T_*} := \text{Arg max}_{[0, T] \times D_n} u(t, x)$$

Так как мы можем рассматривать вместо $[0, T]$ интервал $[t_0, T]$, то для всякого (t_*, x_*) (26) имеем также $\forall t_0 \in [0, t_*] (t_0, x_*) \in W_{T_*}$. Но в этом случае также $v(t_0, x_*) = u(t_0, x_*) + \varepsilon \|x_*\|^2 = v(t_*, x_*)$. Таким образом, $(t_*, x_*) \in \text{Arg min}_{[0, T] \times D_n} v(t, x)$, что противоречит (29). Это доказывает утверждение леммы.

Лемма 2. Если $u(t, x) \in C_2(R^{n+1}, R)$ удовлетворяет (1a) для $D_n = R^n$ и для $T > 0$ ограничена на $[0, T] \times R^n$, то

$$\max_{[0, T] \times R^n} u(t, x) = \max_{R^n} u(0, x) \quad (30)$$

Доказательство (см. [1]). Определим $v(t, x) = u(t, x) - \varepsilon(2nC_0 t + \|x\|^2)$

Точка $Lv(t, x) = 0$. Если $C_1 := \max_{[0, T] \times R^n} u(t, x)$ конечно, то при больших $\|x\|$ $v(t, x) \leq C_2 = \max_{R^n} u(0, x)$. При ограниченных же $\|x\|$ из леммы 1 следует, что $v(t, x) \leq C_2$. Тогда $u(t, x) \leq C_2 + \varepsilon(2nC_0 t + \|x\|^2)$. Выбирая для заданной точки (t_0, x_0) нужное $\varepsilon > 0$ получим, $u(t_0, x_0) \leq C_2$ т.е. $C_1 = C_2$. Лемма доказана.

Пусть

$$\begin{aligned} L_A u(\bar{x}) &:= F_A(u_{xx}(\bar{x}), u_t(\bar{x}), u(\bar{x}), \bar{x}) := \\ &:= (A_0(u(\bar{x}), \bar{x}) \frac{\partial}{\partial t} + \sum_{i=1}^n A_i(u(x), \bar{x}) \frac{\partial^2}{(\partial x^i)^2}) u(\bar{x}) \end{aligned} \quad (31)$$

где $\bar{x} := (t, x) \in R^{n+1}$

Следствие 2 Решение задачи

$$\begin{cases} F_A(u_{xx}, u, u, \bar{x}) = 0 & (\forall \bar{x} = (t, x) \in_+ \times D_n) \end{cases} \quad (32a)$$

$$\begin{cases} u(t, x) = f(t, x) & (\forall \bar{x} \in dW_\infty) \end{cases} \quad (32b)$$

где $D_n \subset R^n$ - ограниченное множество, $A_i \in C(R^{n+2}, R), i = 0, \dots, n, f \in C_2(R^n, R)$, причем, $A_i(u, \bar{x}) > 0$ для всех $(u, \bar{x}) \in R^{n+1}, i = 0, \dots, n$, единственно в классе $C_2(R^{n+1}, R)$ для функций $A_i(u, \bar{x}) = \tilde{A}_i(\bar{x})$ не зависящих от $u, i = 0, \dots, n$.

Лемма 3. Если в операторе (31) $A_i(u, \bar{x}) > 0$, для всех $(u, \bar{x}) \in R^{n+2}, i = 0, \dots, n$, то для ограниченного множества D_n и функции $u(t, x) \in C_2(R^{n+1}, R)$, удовлетворяющей (32a) имеет место (28).

Доказательство. Для функции $v(t, x)$ (29) получаем $L_A v(t, x) \leq -2\varepsilon \sum_{i=1}^n C_i$, где $C_i := \min_{T_* \cap \partial W_T} A_i(v(\bar{x}), \bar{x}) / A_0(v(\bar{x}), \bar{x}); W_T := [0, T] \times D_n; V := v(W_T)$.

Тогда, если $(t_*, x_*) \in W_{T_*} \cap (0, T) \times \text{int } D_n$, то

$$v_t(t_*, x_*) = Lv(\bar{x}_*) + \sum_{i=1}^n A_i(v(\bar{x}_*), x_*) /$$

$$A_0(v(x_*), x_*) v_{x^i x^i}(t_*, x_*) \leq -2\varepsilon \sum_{i=1}^n C_i < 0.$$

Из этого в силу непрерывной дифференцируемости v вытекает, что (t_*, x_*) не является локальным экстремумом на $R \times R^n$. Значит $(t_*, x_*) \in \partial W_T$ (так как данное рассуждение не зависит от $T > 0$). Лемма доказана.

Доказательство следствия. Положим

$w(\bar{x}) := u(\bar{x}) - u_*(\bar{x})$ для двух решений $u \neq u_*$ задачи (32a)-(32b). Тогда

$$L_A u(\bar{x}) = \sum_{i=1}^n (A_i(u_*(\bar{x}), \bar{x}) + \theta_i(w(\bar{x}), \bar{x})) \times \tilde{D}^i (u_*(\bar{x}) + w(\bar{x})) = 0; \quad (33)$$

$$L_A u_*(\bar{x}) = \sum_{i=0}^n A_i(u_*(\bar{x}), \bar{x}) \tilde{D}^i u_*(\bar{x}) = 0; \quad (34)$$

где $\tilde{D}^0 := \frac{\partial}{\partial t}, \tilde{D}^i := \frac{\partial^2}{(\partial x^i)^2}, i = 1, \dots, n; \theta_j(v, \bar{x}) \rightarrow 0$, при $v \rightarrow 0, j = 1, 2, \dots$

Таким образом,

$$\sum_{i=0}^n A_i(u_*(\bar{x}), \bar{x}) \tilde{D}^i w(\bar{x}) = \theta_2(w(\bar{x}), \bar{x}), \quad (35)$$

и $w(\bar{x}) = 0$ при $\bar{x} \in \partial W_\infty$,

$$\begin{aligned} \text{где } \theta_2(w(\bar{x}), \bar{x}) &:= -\sum_{i=0}^n (A_{ii}(u_*(\bar{x}), \bar{x}) w(\bar{x}) + \theta_3(w^2(\bar{x}), \bar{x})) \times \\ &\times \tilde{D}^i (u_*(\bar{x}) + w(\bar{x})) = -\sum_{i=1}^n [A_{ii}(u_*(\bar{x}), \bar{x}) \tilde{D}^i u(\bar{x})] w(\bar{x}) + \theta_4(w^2(\bar{x}), \bar{x}). \end{aligned} \quad (36)$$

$$\text{Здесь } w(t, x) = \int_0^t \frac{\partial}{\partial t} w(\tilde{t}, x) d\tilde{t}. \quad (37)$$

Пусть $(t_*, x_*) \in W_{T_*}$ и $W_{T_*} \cap dW_T \neq \emptyset$

Тогда $w_{x^i x^i}(t_*, x_*) \leq 0, i = 1, \dots, n$; и

$$w_t(t_*, x_*) \leq -\sum_{i=0}^n (A_{ii}(u_*(\bar{x}), \bar{x}) \tilde{D}^i u(\bar{x}) w(\bar{x}) + \theta_4(w^2(\bar{x}), \bar{x})).$$

Найдем $(t_*(T), x_*(T)) \in W_{T_*} \setminus dW_T$ для каждого $T \in [0, T_*]$ для некоторой константы $T_* > 0$.

Рассмотрим функцию $w_*(T) = \max_{W_T} w(t, x)$ при $T \in [0, T_*]$

В силу непрерывной дифференцируемости $w(t, x)$ из (38) получим

$$w_*(T) \leq \int_0^T \max_{(t, \tilde{T}), x, (\tilde{T}) \in W_T} w_t(t_*(\tilde{T}), x_*(\tilde{T})) d\tilde{T} \leq \int_0^T C_w \max_{W_T} w(t, x) d\tilde{T} \leq \int_0^T C_w w_*(\tilde{T}) d\tilde{T},$$

причем $w_*(0) = 0$. Откуда с учетом предположения $w_*(T) \geq 0$ ($\forall T \in [0, T_*]$) получаем $w_*(T) \leq e^{C_w T}$,

где $C_w = \max_{i \in \{1, \dots, n\}} \max_{\tilde{x} \in W_T} (A_{ii}(u_*(\tilde{x}), \tilde{x}) \tilde{D}^i u(\tilde{x}) + 1)$ для малых значений $T > 0$.

В частности можно взять $C_w = 0$ для линейных уравнений, в которых

$A_i(u_*(\tilde{x}), \tilde{x}) = \tilde{A}_i(\tilde{x})$ - независимые от $u_*(\tilde{x})$ функции, $i = 1, \dots, n$.

Следствие доказано.

Рассмотрим метод слоев для уравнения (32а)

Положим

$$u_S(0, x) := f(0, x) \quad (\forall x \in R^n); \tag{39a}$$

$$u_S(t_k + \Delta t, x) := u_S(t_k, x) + u_{St}(t_k, x) \Delta t \quad (\forall x \in R^n), \tag{39b}$$

где $\Delta t := T/s$, $t_{k+1} := t_k + \Delta t$, $t_0 := 0$,

$$u_{St}(t_k, x) = \sum_{i=1}^n \bar{A}_i(u_S(t_k, k), t_k, x) u_{Sx^i}(t_k, x), \tag{40}$$

где $\bar{A}_i(u, \tilde{x}) := A_i(u, \tilde{x}) / A_0(u, \tilde{x})$,

в предположении, что $\forall (u, \tilde{x}) \in R^{n+2} A_i(u, \tilde{x}) > 0$ $i = 0, \dots, n$.

Видно, что метод слоев сходится к аналитическому решению $u(x)$, определяемому производными

$$u_t(\tilde{x}_0) = \sum_i f_{x^i x^i}(\tilde{x}_0) \bar{A}_i(f(\tilde{x}_0), \tilde{x}_0); \tag{41}$$

$$u_{tx^i}(\tilde{x}_0) = \sum_i \bar{A}_i(\cdot) f_{x^i x^i x^i}(\cdot) \tag{42}$$

$$u_{tt}(\tilde{x}_0) = \sum_i \bar{A}_i(\cdot) u_{tx^i}(\cdot) = \sum_i \bar{A}_i(\cdot) \sum_j \bar{A}_j(\cdot) f_{x^i x^i x^j}(\cdot) \tag{43}$$

Пусть $C_m := \max_{|\alpha|=m} |\alpha! C^\alpha|$, где C^α коэффициенты разложения

$$f(\tilde{x}) = \sum C^\alpha (\tilde{x} - \tilde{x}_0)^\alpha; \quad A_C := \sum_{j=1}^n |\bar{A}_j(f(\tilde{x}_0), \tilde{x}_0)|.$$

Если ряд $\sum_{k=1}^{\infty} \frac{A_C^k C_{2k} t^k}{k!}$ сходится при всех t , то существует аналитическое решение $u(x)$, определяемое производными по формулам, аналогичным (41)-(43).

Таким образом, метод сегок позволяет изучить некоторые свойства решения уравнения (32а) и применим для расчета тепловых процессов в режущей пластине.

Литература.

1. Берс Л., Джон Ф., Шехтер М. Уравнения частными производными. М.: Мир, 1966.
2. Волков Е.А. Численные методы. М.: Наука, 1987
3. Халмош П. Теория меры. М.: ИЛ, 1957

Рецензент: к.ф.-м.н., доц. Черномаз В.Н. (ДГМА)

УДК 621.952

И.А. Малышко, А.Г.Татьянченко

Донецкий государственный технический университет, г.Донецк, Украина

МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРНОЙ ЗАВИСИМОСТИ МОДУЛЯ УПРУГОСТИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Developed the installation and method of determination of temperature dependence of dynamic modulus of elasticity for instrumental materials, which comply with conditions of axis instruments work.

В современном машиностроении при механической обработке температура в зоне резания при точении достигает 900° С, а при обработке отверстий с учетом цикличности нагружения – 600° С [1,2]. В результате этого происходит не только изменение формы и размеров обрабатываемой детали и инструмента, но и изменение физико-механических свойств, которое, как правило приводит к снижению жесткости режущего инструмента, а, следовательно, к снижению точности обрабатываемых поверхностей. Наиболее негативное влияние температурное снижение жесткости инструмента оказывает на точность обработки отверстий осевым и, особенно, комбинированным инструментом. Поэтому для учета и устранения температурной разбивки отверстий необходимо знать температурную зависимость физико-механических свойств инструментальных материалов в диапазоне рабочих температур резания.

Основной физико-механической характеристикой материала, определяющей его продольную и изгибную жесткость, является модуль упругости. Анализ научной и справочной литературы показывает, что инструментальные и вспомогательные материалы, используемые для изготовления осевого режущего инструмента очень редко становились объектами исследования для определения температурной зависимости модуля упругости. В наиболее полном справочном издании известных физико-механических свойств металлов и сплавов [3] приводятся значения модуля упругости для некоторых инструментальных сталей при значениях температур, кратным 100 градусам. Помимо узкого круга рассмотренных материалов этих сведений явно недостаточно еще по трем причинам. Во-первых, для учета влияния температуры на изменение жесткости инструмента необходимо иметь аналитическую или, по крайней мере, расширенную табличную температурную зависимость модуля упругости. Во-вторых, анализ диаграмм состояния основных инструментальных материалов [4] показывает, что для них в интервале рабочих температур находятся многие точки фазовых и структурных превращений, которые могут оказывать скачкообразное влияние на величину модуля упругости. В-третьих, процесс нагрева и остывания инструмента является динамическим, и с учетом релаксации механических свойств [5] модуль упругости при характерной для осевого инструмента изгибной схеме нагружения может существенно отличаться от статической температурной зависимости модуля упругости. Поэтому для учета влияния температурного изменения жесткости осевого инструмента на точность обработки необходимо проводить дополнительные исследования по выявлению аналитической температурной зависимости модуля упругости по схеме нагружения, соответствующей реальным условиям работы осевого инструмента.

С этой целью на кафедре металлорежущих станков и инструментов Донецкого государственного технического университета с учетом требований [6] была разработана экспериментальная установка, позволяющая определять температурную зависимость модуля упругости материала длинных цилиндрических образцов при их кон-

деленных по его длине. Расчетное значение модуля упругости определяется для максимальной температуры $T = T_3$, соответствующей середине образца.

2) По трем точкам определяются параметры температурной зависимости $T^n(x)$ и $T^n(x)$ слева и справа от контрольной точки.

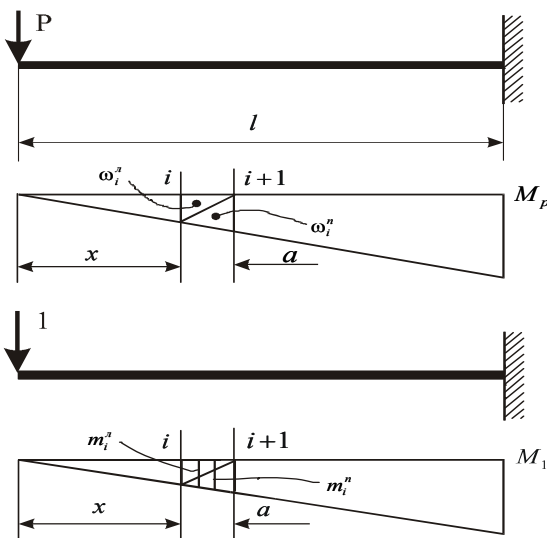


Рис. 2. Определение перемещений образца

известными величинами. Если нет точного значения модуля упругости для данной температуры, его величина вычисляется методом линейной интерполяции по двум ближайшим известным значениям.

4) Исходя из уравнения (1) определяется величина модуля упругости на данном шаге измерения, соответствующая температуре средней точки образца

$$E_t = \frac{\omega_n m_n}{\Delta y J + \frac{Pl^3}{3E_0 J} - \sum_{i=1}^{n-1} \frac{\omega_i m_i}{E_i} - \sum_{i=n+1}^{2n-1} \frac{\omega_i m_i}{E_i}}, \quad (1)$$

С учетом того, что (рис. 2)

$$\omega_i m_i = \omega_i^n m_i^n + \omega_i^n m_i^n = \frac{Pl^2 i}{2(2n-1)^2} \frac{l(3i-1)}{3(2n-1)} + \frac{Pl^2 (i-1)}{2(2n-1)^2} \frac{l(3i-2)}{3(2n-1)}$$

или
$$\omega_i m_i = \frac{Pl^3}{3(2n-1)^3} (3i^2 - 3i + 1).$$

формулу (2) можно представить в виде

$$E_t = E_0 \frac{3n^2 - 3n + 1}{(2n-1)^3 \left(\frac{\Delta y}{y_0} + 1 \right) - \sum_{i=1}^{n-1} \alpha_i (3i^2 - 3i + 1) - \sum_{i=n+1}^{2n-1} \alpha_i (3i^2 - 3i + 1)}, \quad (3)$$

где $\alpha_i = E_i / E_0$.

Таким образом, разработанная конструкция установки позволяет исследовать динамику температурной зависимости модуля упругости инструментальных материалов в диапазоне температур от 20 до 500 градусов, позволяют измерять линейные деформации с точностью до 1 мкм и температуру с точностью до 10 градусов, допускает неравномерность нагрева отдельных точек образцов не более чем на 10-15% и может быть использована для широкого класса температурных испытаний осевых инструментов.

Предложенная методика обработки экспериментальных данных позволяет устранить эффект неравномерности нагрева образца и установить температурную зависимость модуля упругости материала образца при его динамическом нагреве в табличной форме для любого шага приращения температуры, которая легко может быть представлена в аналитическом виде. Математический аппарат обработки замеров предложенной методике легко реализуется на ЭВМ.

Использование этого метода для исследования физико-механических свойств материалов позволило уточнить, а в некоторых случаях впервые получить характер температурной зависимости модуля упругости быстрорежущих, углеродистых и некоторых вспомогательных инструментальных сталей.

Литература

1. Дечко Э.М., Фельдштейн Е.Э. Исследование температуры резания при сверлении // Теплофизика технологических процессов: Меж-вуз. науч. сб. – Куйбышев, 1980. – С. 11-14.
2. Гохфельд Д.А., Кононов К.М. Исследование нарастания деформации при циклических изменениях температуры // Вопросы высокотемпературной прочности в машиностроении. Труды 2 научно-технического совещания. – К.: Изд-во АН УССР, 1963. – с. 248-257.
3. Марочник сталей и сплавов / Сорокин В.Г., Волосникова А.В., Вяткин С.А., Гервасьев М.А. и др. – М.: Машиностроение, 1989. – 640 с.
4. Лозинский М.Г. Строение и свойства металлов при высоких температурах. – М.: Металлургия, 1963. – 536 с.
5. Лозинский М.Г., Перцовский Н.З. Кинетика и механизм деформации металлов при высокотемпературном нагреве и различных скоростях растяжения // Изв. АН СССР, ОТН, сер. Металлургия и топливо. – 1961. - №1.
6. ГОСТ 9651-51. Методы испытания на растяжение при повышенных температурах. // Металлы. Методы механических и технологических испытаний. – М.: Изд. стандартов, 1972. – 388 с.
7. Кашталя Ю.А. Характеристики упругости материалов при высоких температурах. – К.: Наукова думка, 1970. – 112 с.
8. Писаренко Г.С. Сопротивление материалов. К: Вища школа, 1984. – 806 с.

Рецензент: д.т.н., проф. Зиновьев Н.И.(ДГМА)

УДК 621.9

Л.Е. Смолякова

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

ПУТИ УПРАВЛЕНИЯ ТЕПЛОВЫМИ ЯВЛЕНИЯМИ ПРИ СВЕРЛЕНИИ

In the given activity the problem of technological maintenance of manufacturing of foramens in intractable stuffs is mirrored. As one of technological methods of increase of stability of the tool at a simultaneous raising the productivity the drilling with supply of a current is offered. The mathematical model of drilling with pulse supply of a current is shown.

В машиностроении широко используются труднообрабатываемые и закаленные стали. Их применение позволяет уменьшить массу деталей и улучшить их качество. В связи с этим необходима обработка деталей концевыми инструментами в закаленном состоянии, поскольку это позволяет значительно упростить технологию и уменьшить себестоимость производства. Однако технология обработки отверстий в заготовках из закаленных сталей представляет определенные трудности.

Процессы мехобработки высокохромистых и марганцовистых сталей, никелевых сплавов, сплавов на основе кобальта, коррозионностойких сталей и специальных сплавов, закаленных хромоникелемолибденовых, быстрорежущих сталей и др. материалов обычно характеризуются очень низкой производительностью и значительным износом режущего инструмента.

Наибольшее влияние на износ режущего инструмента оказывает температура в контактной зоне. При этом повышение температуры изменяет механические характеристики и структуру материала инструмента, а также материала срезаемого слоя. Возникающее в процессе резания тепло как результат пластической деформации и трения оказывает влияние на весь комплекс явлений, сопутствующих процессу резания, а также на состояние поверхностного слоя деталей.

Температура в зоне резания и на контактных поверхностях зависит от интенсивности источников и от условий отвода тепла. При резании труднообрабатываемых материалов тепловой баланс характеризуется большим количеством тепла, которое переходит в инструмент. Большое влияние на интенсивность отвода тепла из зоны резания оказывает теплопроводность обрабатываемого материала, с уменьшением которой отвод тепла ухудшается. Уменьшение теплоотвода приводит к повышению температуры резания. Теплопроводность жаропрочных сплавов в 5-6 раз ниже, чем у углеродистых и в 3-4 раза ниже, чем у легированных сталей. Малой теплопроводностью жаропрочных сплавов объясняется тот факт, что в деталь уходит меньшее количество тепла. Увеличение количества тепла, переходящего в инструмент при обработке жаропрочных материалов, объясняется изменением соотношений между коэффициентами теплопроводности инструмента и обрабатываемого материала.

Сверление отверстий в заготовках из высокомарганцовистой стали удалось произвести сверлами, оснащенными пластинками из твердого сплава ВК8. При этом был следующий режим резания: скорость 37 м/мин, подача 0,1 мм/об, глубина сверления 25 мм. При обработке высокомарганцовистых сталей большое значение имеет

жесткость станков и приспособлений. В случае их недостаточной жесткости пластинка твердого сплава выкрашивается. На операции применялось интенсивное охлаждение сверла раствором эмульсола в воде. Если сверление производится без охлаждения, сверло и стружка сильно нагреваются, что приводит к размягчению припоя, отпуску корпуса сверла, а затем и к его поломке. Недостаточное или прерывистое охлаждение также не предохраняет сверло и пластинку твердого сплава от сильного нагревания. При выводе нагревшегося сверла из отверстия на пластинку твердого сплава попадает струя охлаждающей жидкости, что приводит к появлению на ней трещин, а при дальнейшей работе – к ее разрушению.

Затупление сверла, оснащенного пластинкой из твердого сплава ВК8, при сверлении высокомарганцовистой стали выражается в истирании поперечной кромки и задних поверхностей у режущих кромок. Затупление сверла по задним поверхностям на 0,7-0,8 мм является максимально допустимым. Дальнейшая работа сверлом без переточки приводит к его поломке или к выкрашиванию пластинки из твердого сплава.

Сопоставление результатов стойкостных исследований с температурой резания показывает, что для большинства сплавов улучшение обрабатываемости в зависимости от структурного состояния чаще всего сопровождается снижением температуры резания. Но при обработке сплава ХН62ВМКЮ, термически обработанному по режиму, показавшему лучшую обрабатываемость, температура резания выше, следовательно, между температурой и обрабатываемостью сплавов не всегда наблюдается закономерная связь.

При сверлении труднообрабатываемых материалов стойкость сверла составляет 1,5-2 мин, что недопустимо для осуществления нормального технологического процесса. Поскольку применение упрочняющих покрытий концевых инструментов типа сверл дает незначительный эффект, наиболее перспективным является изменение свойств обрабатываемого материала в процессе резания и формирование точностных и качественных характеристик обработки.

Известно, что низкая обрабатываемость жаропрочных сплавов, имеющих низкую теплопроводность, объясняется их способностью сохранять свои высокие механические свойства при повышенных температурах. Высокая контактная температура, развивающаяся на поверхности режущего инструмента при большом давлении, способствует слипаемости обрабатываемого материала и материала инструмента, что приводит к быстрому износу последнего.

Известным способом интенсификации процессов резания труднообрабатываемых материалов является применение предварительного нагрева материала срезаемого слоя с помощью индуктивного, электродугового, электроконтактного, газопламенного и плазменного нагрева. При нагреве улучшается обрабатываемость вследствие изменения механических характеристик материала в зоне стружкообразования, увеличения его пластичности, снижения прочности и твердости.

Так, изменения механических характеристик M_2 обрабатываемого материала с повышением температуры с уровня T_1 до уровня T_2 определяется закономерностью:

$$M_2 = M_1 e^{-\alpha(T_2 - T_1)} \quad (1)$$

где M_1 – механические характеристики материала при температуре T_1 ,

α – температурный коэффициент, зависящий от свойств материала и условий пластического деформирования.

Предлагается технологический метод обработки отверстий концевым инструментом с наложением импульсного электрического тока. Заготовку и инструмент включают в цепь тока низкого напряжения. Ограничение температуры нагрева обеспечивается периодическим прерыванием процесса подачи электрического тока с тем, чтобы температура поверхности не достигла максимального критического значения.

Работа резания состоит из двух основных составляющих: работы сил пластической деформации и разрушения при стружкообразовании A_1 и работы сил трения A_2 :

$$U = A_1 + A_2 \quad (2)$$

Поскольку процесс резания зависит от времени, то:

$$U(t) = A_1(t) + A_2(t) \quad (3)$$

Вводя дополнительный источник энергии в зону резания, мы изменяем формулу (3) следующим образом:

$$U(t) = A_1(t) + A_2(t) + Q(t) \quad (4)$$

Если в качестве такого дополнительного источника принять электроконтактный нагрев, то:

$$Q(t) = R \int_0^t [I(t)]^2 dt \quad (5)$$

где I – сила тока; R – сопротивление в зоне резания; t – время воздействия тока. Тогда формула для расчета температуры в зоне резания примет вид:

$$T = k \left[\int_0^t \left\{ (1 + \mu)P(t) + R[I(t)]^2 \right\} dt \right]^{\frac{1}{\alpha}} \quad (6)$$

где k , α – коэффициенты, зависящие от условий и материалов, μ – коэффициент трения, $P(t)$ – сила резания, приведенная к направлению движения режущей кромки лезвия технологического инструмента.

Таким образом, предложенный нестационарный режим обработки отверстий концевым инструментом с наложением импульсного электрического тока открывает принципиально новые возможности управления уровнем контактных температур в зоне резания.

С точки зрения теплофизического анализа операции по обработке резанием можно классифицировать по следующим основным признакам: вид инструмента (однолезвийный, многолезвийный, а также со стохастическим расположением режущих элементов); режим резания (стабильный, нестабильный); наличие или отсутствие внешних источников дополнительной энергии (нагрев лазером, плазмой, электрическим током); наличие или отсутствие активного теплообмена с технологической средой; работа инструмента в комплекте с другими инструментами или самостоятельно. Однако независимо от того, к какой группе принадлежит операция, анализ теплофизи-

ческой обстановки начинают с рассмотрения теплообмена в зоне резания при работе простым режущим клином, поскольку инструмент любой формы и сложности состоит из системы простых режущих клиньев.

Все источники тепловыделения при резании являются трехмерными. Однако при теплофизическом анализе их, как правило, полагают двумерными (плоскими). Пренебрегая трехмерностью источника тепловыделения, допускается погрешность, знак и величину которой пока нет возможности определить в связи с тем, что нет достаточных сведений о фактических объемах зон тепловыделения и законах распределения плотности тепловых потоков по этим объемам. Учет трехмерности источников приводит к существенному усложнению математического аппарата, используемого при теплофизическом анализе процесса сверления, которое пока не окупается повышением точности расчетов. Следует также иметь в виду, что при высоких скоростях обработки форма источников тепловыделения стремится к двумерным фигурам.

Весьма интересным представляется рассмотрение изложенного выше подхода в свете известных работ А.В. Якимова. Приведем модифицированную модель формирования тепловых потоков при обработке резанием с использованием модели для прерывистого шлифования.

Учитывая нестационарность процесса, тепловой импульс будет периодическим и функция $D(F_0 - T)$, отражающая его форму, может быть представлена в виде неравенства:

$$D(F_0 - T) = f[(F_0 - T) - R_1(1 + n)F_{01}] + f_1[P(t)], \quad (7)$$

где F_{01} – безразмерное время действия теплового импульса;

n – скважность импульса;

Функция f характеризует изменение теплового импульса за период его действия.

Таким образом, отличие от известной модели Якимова состоит в том, что имеет место непрерывная составляющая теплового потока от силы резания $f_1[p(t)]$. Анализ модели позволяет предположить, что введение импульсного тока потребует в процессе резания снижения напряженности теплового потока от механической работы, т.е. уменьшение $P(t)$. Поэтому актуальным является определение технологических режимов, где механическая работа процесса резания уменьшится при одновременном повышении производительности за счет улучшенной обрабатываемости.

Литература:

1. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах: Учебник для вузов. М.: Машиностроение, 1990. 288 с.
2. Холмогорцев Ю.П. Оптимизация процессов обработки отверстий. М.: Машиностроение, 1984. 184 с.
3. Якимов А.В. Прерывистое шлифование. Киев: Вища школа, 1986. 176 с.
4. Коваленко В.С. Лазерная технология. Киев: Вища школа, 1989. 278 с.

Рецензент д.т.н., проф. С.В. Ковалевский (ДГМА)

Раздел 5
Упрочнение и покрытие

УДК 621.9.025.7

Н.И. Зиновьев, В.В. Калинин

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

**ВЛИЯНИЕ ОИМП НА МИКРОТВЕРДОСТЬ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ
И ИЗНОС РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ИЗ БВТС**

In a paper the outcomes of researches of influence of technological conditions of handling by an impulse magnetic field on microhardness of a surface stratum of non-tungsten hard alloys are submitted, the theoretical justification of a possibility of a heightening of resistance of the instrument of non-tungsten hard alloys, and also level of optimum velocities of cutting by this instrument with the help of handling by an impulse magnetic field is reduced.

Перспективным направлением повышения эксплуатационных характеристик режущего инструмента из безвольфрамовых твердых сплавов (БВТС) является обработка импульсным магнитным полем (ОИМП) [1, 2].

ОИМП оказывает существенное влияние на микротвердость поверхностного слоя твердого сплава ТН20, являющегося характерным представителем БВТС [2]. Результаты исследований влияния режимов ОИМП при напряженности поля, изменяющейся в диапазоне $H = 1,5 \cdot 10^4 - 1,8 \cdot 10^5$ А/м с частотой следования импульсов $f = 5$ Гц, на коэффициент относительного повышения микротвердости $K_{Нц}$ поверхностного слоя сплава ТН20, равный отношению микротвердостей поверхностного слоя магнитообработанного и немагнитообработанного сплава, приведены на рисунках 1–3. Зависимость $K_{Нц} = f(H)$ имеет экстремальный характер с максимумом $K_{Нц}$ при $H = 1,1 \cdot 10^5$ А/м для всех трех исследованных партий пластин с различными коэффициентами вариации $V_{Нцн}$ средних исходных значений микротвердости пластин в партии (см. рисунок 1). Общий характер зависимости $K_{Нц} = f(H)$ сохраняется при различных значениях продолжительности ОИМП.

С увеличением продолжительности обработки до $t = 2$ мин происходит повышение значения $K_{Нц}$; дальнейшее увеличение t не оказывает существенного влияния на эффект повышения микротвердости (см. рисунок 2). Зависимость коэффициента относительного повышения микротвердости от времени выдержки инструмента после ОИМП $K_{Нц} = f(t_b)$ при различных значениях напряженности поля (рисунок 3) свидетельствует о том, что стабилизация значений микротвердости наблюдается через 28 часов после ОИМП. Общий характер зависимостей $K_{Нц} = f(t)$ и $K_{Нц} = f(t_b)$ сохраняется для партий пластин с различными значениями $V_{Нцн}$.

Результаты исследований, проведенных для партий пластин с различными значениями $V_{Нцн}$ при достаточно большом количестве значений напряженности поля H , продолжительности ОИМП t , времени выдержки инструмента после ОИМП t_b , пока-

зали, что режимы ОИМП, рекомендуемые в статье [2] как рациональные режимы для повышения микротвердости инструмента из твердого сплава ТН20, можно считать

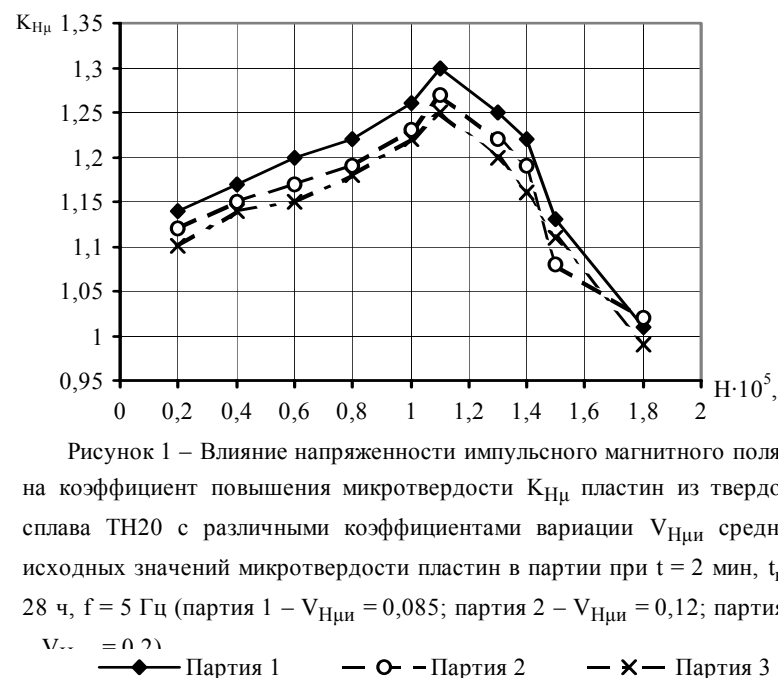


Рисунок 1 – Влияние напряженности импульсного магнитного поля H на коэффициент повышения микротвердости $K_{Нц}$ пластин из твердого сплава ТН20 с различными коэффициентами вариации $V_{Нцн}$ средних исходных значений микротвердости пластин в партии при $t = 2$ мин, $t_b = 28$ ч, $f = 5$ Гц (партия 1 – $V_{Нцн} = 0,085$; партия 2 – $V_{Нцн} = 0,12$; партия 3 – $V_{Нцн} = 0,2$)

оптимальными с точки зрения обеспечения максимального значения коэффициента относительного повышения микротвердости $K_{Нц}$ поверхностного слоя сплава ТН20.

В результате анализа влияния ОИМП на механические характеристики сплава ТН20 и особенностей износа режущего инструмента из БВТС были сформулированы теоретические основы повышения стойкостных характеристик инструмента из БВТС с помощью ОИМП. Стойкость инструмента при чистой обработке сталей определяется способностью инструментального материала противостоять различным механизмам изнашивания. В соответствии с [3, 4] при резании со скоростями и температурами ниже оптимальных ($V < V_0$ и $\Theta < \Theta_0$) преобладает изнашивание инструментального материала за счет адгезионных и в некоторой степени усталостных явлений. С повышением V и Θ в результате снижения интенсивности адгезионного взаимодействия, коэффициента трения на поверхностях инструмента, повышения отношения значений контактной твердости поверхностей инструмента и детали и снижения объема пластических деформаций срезаемого слоя и обработанной поверхности происходит снижение интенсивности износа инструмента.

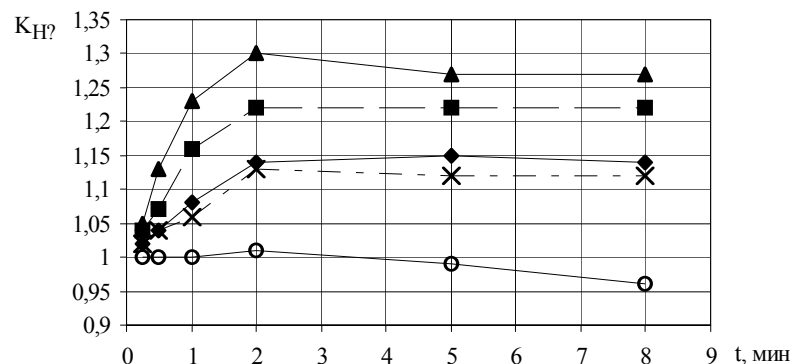


Рисунок 2 – Влияние продолжительности ОИМП t на $K_{H?}$ пластин из твердого сплава ТН20 ($V_{H?и} = 0,085$) при $t_B = 28$ ч, $f = 5$ Гц ($H_1 = 0,2 \cdot 10^5$ А/м; $H_2 = 0,8 \cdot 10^5$ А/м; $H_3 = 1,1 \cdot 10^5$ А/м; $H_4 = 1,5 \cdot 10^5$ А/м; $H_5 = 1,8 \cdot 10^5$ А/м)

—◆— N1 —■— N2 —▲— N3 —×— N4 —○— N5

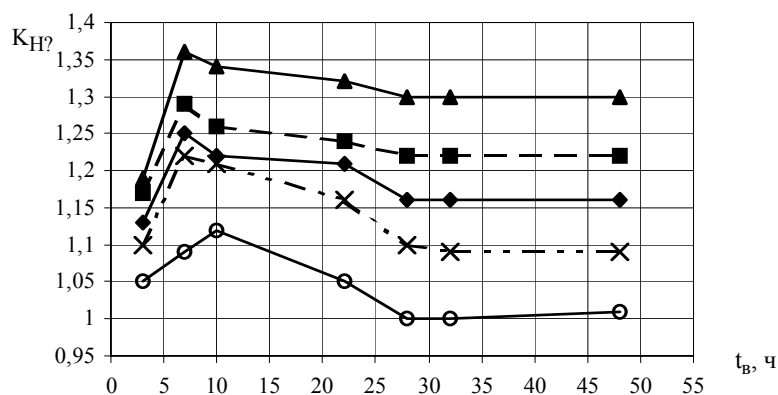


Рисунок 3 – Влияние времени выдержки после ОИМП t_B на $K_{H?}$ пластин из твердого сплава ТН20 ($V_{H?и} = 0,085$) при $t = 2$ мин, $f = 5$ Гц ($H_1 = 0,2 \cdot 10^5$ А/м; $H_2 = 0,8 \cdot 10^5$ А/м; $H_3 = 1,1 \cdot 10^5$ А/м; $H_4 = 1,5 \cdot 10^5$ А/м; $H_5 = 1,8 \cdot 10^5$ А/м)

—◆— N1 —■— N2 —▲— N3 —×— N4 —○— N5

При оптимальной скорости резания V_o достигается оптимальная температура резания Θ_o , постоянная для данной пары инструментального и обрабатываемого материалов и примерно равная т. наз. характерной температуре $\Theta_{хар}$, при которой происходит резкое изменение коэффициента трения β для данной пары. При $V = V_o$ происходит переход от доминирования адгезионных явлений в общей картине износа к доминированию диффузионных явлений. Уровень оптимальных скоростей резания V_o зависит от инструментального материала, причем указанное изменение соотношения должно сохраняться при реальных температурах резания.

Согласно [5], при заданном инструментальном материале в условиях, когда отсутствует существенное влияние (за счет диффузии, адсорбции и др.) обрабатываемого материала и среды на микропрочность частиц приконтактной зоны инструмента, интенсивность изнашивания должна определяться соотношением прочности на срез адгезионных связей при наличии пластических деформаций на контакте $\tau_{пн}$ и микротвердости $\frac{\tau_{пн}}{H_{\mu}}$. При этом температура на контакте и вид обрабатываемого материала оказывают влияние на линейную характеристику изнашивания I_h через изменение соотношения $\frac{\tau_{пн}}{H_{\mu}}$:

$$I_h = A_1 \cdot \left(\frac{\tau_{пн}}{H_{\mu}} \right)^{B_1}, \quad (1)$$

где A_1 и B_1 – соответственно коэффициент и показатель степени, зависящие от марки материала и вида обработки. По экспериментальным данным, приведенным в [5], для различных твердых сплавов, быстрорежущих сталей и видов обработки $B_1 > 1$, $A_1 > 0$.

Зависимость $\tau_{пн} = f(\Theta)$ носит убывающий характер с характерным изломом при $\Theta = \Theta_{хар}$ и описывается экспоненциальными функциями. Для заданной контактирующей пары при $\Theta < \Theta_{хар}$ функция $\tau_{пн} = f(\Theta)$ имеет вид

$$\tau_{пн} = \tau_o + \beta_{хар} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}, \quad (2)$$

где τ_o – прочность на срез адгезионных связей при отсутствии нормальных напряжений на контакте, МПа;

$\beta_{хар}$ – коэффициент трения при $\Theta < \Theta_{хар}$, зависящий от химического и фазового состава и состояния кристаллической решетки контактирующих материалов;

A_r и a_r – соответственно коэффициент и показатель степени, зависящие от температуры структурно-фазовых превращений

¶ При $\Theta \geq \Theta_{хар}$ зависимость $\tau_{пн} = f(\Theta)$ описывается формулой

$$\tau_{пн} = \tau_o + D \cdot e^{-C \cdot \Theta}, \quad (3)$$

где D и C – соответственно коэффициент и показатель степени.

Поскольку $C \neq a_r$, кривые $\tau_{пп} = f(\Theta)$ имеют разный наклон к оси абсцисс при $\Theta < \Theta_{хар}$ и $\Theta \geq \Theta_{хар}$. Уменьшение второго слагаемого в выражении (3) с повышением температуры в зоне $\Theta \geq \Theta_{хар}$ свидетельствует о существенном уменьшении значимости адгезионных явлений в общей картине износа при высоких температурах.

Температура оказывает существенное влияние не только на $\tau_{пп}$, но и на микротвердость инструментального материала. В соответствии с данными работы [5], зависимость логарифма микротвердости от температуры носит убывающий характер с точкой излома при $\Theta = \Theta_{хар} \approx \Theta_0$; причем твердые сплавы, имеющее большее, по сравнению с другими, значение микротвердости при $\Theta \rightarrow 0$ °С, характеризуются большей микротвердостью во всем диапазоне температур, при которых проводились исследования, в том числе и при реальных температурах резания. На основании анализа характера изменения $\tau_{пп}$ и H_{μ} в зависимости от температуры и экспериментальных данных в работе [5] сделан вывод о том, что зависимость отношения $\frac{\tau_{пп}}{H_{\mu}}$ от температуры носит экстремальный характер с точкой минимума при $\Theta = \Theta_{хар}$.

В соответствии с выражением (1), учитывая реальные значения A_1 и B_1 , можно сформулировать вывод о возрастании линейной характеристики износа I_h при увеличении отношения $\frac{\tau_{пп}}{H_{\mu}}$, и соответственно, об экстремальном характере зависимости

$I_h = f(\Theta)$. Гиперболически возрастающий характер кривой $\Theta = f(V)$ обуславливает наличие экстремума при $V=V_0$ в зависимости $I_h = f(V)$, и следовательно, в зависимостях относительного поверхностного износа по задней поверхности и размерной стойкости инструмента от скорости $h_{опз} = f(V)$ и $l = f(V)$.

Поскольку значение $\tau_{пп}$ зависит от температуры и взаимодействующих при резании материалов (см. выражения (2) и (3)) и не зависит от механических характеристик инструментального материала, эта величина при одинаковых условиях резания будет одинаковой для немагнитообработанного и магнитообработанного инструмента из БВТС. Вместе с тем, повышение микротвердости поверхностного слоя сплава ТН20 в результате ОИМП позволяет обосновать возможность снижения интенсивности изнашивания по задней поверхности и повышения стойкостных характеристик для магнитообработанного инструмента.

Уровень оптимальных скоростей резания V_0 при $\Theta = \Theta_0 = \text{const}$ определяется физико-механическими характеристиками обрабатываемого и инструментального материала, величинами подачи и глубины резания и другими параметрами, характеризующими процесс резания. В условиях, когда режущие инструменты из БВТС, находящиеся в исходном состоянии и после ОИМП, и в силу этого имеющие различную микротвердость поверхностного слоя, осуществляют обработку в одинаковых условиях (обрабатываемый материал, толщина и ширина сечения среза и т.д.), различие в уровне оптимальных скоростей резания будет обуславливаться различием в микротвердости немагнитообработанного и магнитообработанного инструмента.

Как упоминалось выше, твердый сплав, характеризующийся большей микротвердостью при $\Theta \rightarrow 0$ °С, имеет большую микротвердость и при достаточно высоких тем-

пературах, сопровождающих процесс резания. В связи с этим можно сформулировать вывод о том, что пластины из сплава ТН20, подвергнутые ОИМП, обладают существенным резервом микротвердости при реальных температурах резания.

ОИМП, придавая БВТС резерв микротвердости при высоких температурах, способствует резанию, обеспечивает тем самым благоприятное соотношение механических характеристик инструментального и обрабатываемого материалов в процессе контактного взаимодействия. В соответствии с теоретическим положением, изложенным в работе [6], происходящие при этом снижение трения и контактных нагрузок при резании магнитообработанным инструментом на скорости, являющейся оптимальной для немагнитообработанного инструмента, имеющего более низкие механические характеристики, выводит систему из того состояния, в котором процесс пластической деформации осуществляется наиболее свободно за счет оптимального уровня тепловых флуктуаций, энергия которых тратится на рассоединение атомов. Чтобы вернуть систему в условия, обеспечивающие наиболее легкое деформирование обрабатываемого материала, необходимо увеличить вероятность прихода флуктуаций, достаточных для разрыва межатомных связей (т. е. повысить скорость резания). Таким

образом, изменение отношения $\frac{\tau_{пп}}{H_{\mu}}$ при реальных температурах резания для сплава

ТН20, подвергнутого ОИМП, позволяет повысить уровень оптимальных скоростей резания, поскольку оптимальный уровень тепловых флуктуаций, при котором отмечается наиболее легкое пластическое деформирование обрабатываемого материала, достигается при более высоких скоростях резания.

Литература

- 1 Зиновьев Н.И., Калиниченко В.В. Влияние импульсной магнитной обработки на безвольфрамовые твердые сплавы// Резание и инструмент в технологических системах. Международный научно-технический сборник. Выпуск 55. – Харьков, 1999, с. 110–114.
- 2 Зиновьев Н.И., Калиниченко В.В. Повышение эксплуатационных свойств режущего инструмента из безвольфрамовых твердых сплавов// Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем Збірник наукових праць. Вип. 9. –Краматорськ: ДДМА, 1999, с. 97–100.
- 3 Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.
- 4 Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.
- 5 Шустер Л.Ш. Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом. – М., Машиностроение, 1988, 96 с.
- 6 Бычков Н.В., Долгополов О.И., Кичко Ю.М., Постников С.Н. Влияние импульсной магнитной обработки инструмента на характеристики процесса резания жаропрочного сплава// Оптимизация процессов резания жаро- и особопропрочных материалов: Межвузовский тематический научный сборник.– Уфа, 1982, с.175-182.

Рецензент д. т. н., проф. Ковалевский С.В.(ДГМА)

УДК 546.471.2.539.23

А.И.Ткачев, Н.И.Зиновьев, М.Я.Белкин А.А.Гончаров

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ ОИМП НА ТВЕРДОСПЛАВНЫЕ РЕЖУЩИЕ ПЛАСТИНЫ

The theoretical aspects of the influence of a pulsed magnetic field by ponderomotive forces on the conductor are considered in the article. The propagation of an aperiodic impulse of a magnetic field in the conductive cylinder is established.

В настоящее время импульсные магнитные поля широко применяются в различных областях науки и техники. Это и исследования в области физики, магнитно-импульсная штамповка, сварка с применением импульсного поля, медицина. Одним из направлений применения импульсных магнитных полей в области техники является изменение эксплуатационных свойств режущих инструментов посредством воздействия на них последовательностью импульсов магнитного поля (напряженностью $\sim 10^5$ А/м). Установлено, что при таком воздействии на инструменты из быстрорежущей стали, наблюдаются изменения твердости и износостойкости этих изделий, изменение параметра решетки мартенсита и микронапряжений, выделение мелкодисперсных карбидных фаз [1].

В отличие от быстрорежущих сталей твердые сплавы являются объектом сравнительно немногочисленных исследований. При сопоставлении этих сталей и твердых сплавов можно найти некоторые общие черты в структуре и составе: наличие карбидной фазы и ферромагнитной составляющей из одних и тех же компонентов. Это позволяет механизм, установленный и экспериментально подтвержденный для быстрорежущей стали использовать для твердых сплавов (изменения структуры, остаточных напряжений).

Существуют различные представления и модели воздействия импульсного магнитного поля на материалы (электронно-пластический эффект, термическое воздействие индукционным током, пондеромоторное воздействие).

Интересной с точки зрения силового (пондеромоторного) воздействия является гипотеза об упрочнении быстрорежущей стали в результате действия импульсного магнитного поля (ИМП) за счет деформационного упрочнения, обусловленного собственными колебаниями объекта как резонатора [2]. Авторы работы [2] установили, что вследствие действия ИМП возникает деформация, обусловленная собственными колебаниями исследуемого объекта, причем при нарастании поля она является деформацией растяжения, что говорит о сложном характере распределения напряжений в объеме исследуемого объекта.

Известен ряд работ, посвященных воздействию на металлы ультразвуковых колебаний с амплитудой до $5 \cdot 10^{-5}$ м, из которых следует, что ультразвук ускоряет процессы диффузии [3], приводит к повышению твердости и теплостойкости быстрорежущих сталей [4]. Поэтому весьма интересными являются распределение ПМС в объеме образца и колебательные процессы, вызванные действием ПМС, описываемые уравнением:

$$\rho \frac{\partial^2 \vec{u}}{\partial t^2} = (\lambda + 2\mu) \text{grad div } \vec{u} - \mu \text{rot rot } \vec{u} + \vec{F}$$

где ρ – плотность материала, \vec{u} – вектор смещений, λ и μ – постоянные Ламэ, \vec{F} – вектор плотности объемных сил.

На проводник, находящийся в магнитном поле со стороны поля действуют пондеромоторные силы (ПМС), которые можно записать в виде [5]:

$$\vec{f}_1 = \frac{\mu}{c} [\vec{j} \vec{H}]$$

$$\vec{f}_2 = -\frac{H^2}{8\pi} \nabla \mu$$

$$\vec{f}_3 = \frac{1}{8\pi} \text{grad} \left(H^2 \rho \frac{\partial \mu}{\partial \rho} \right)$$

где f_1 – объемная плотность электродинамических ПМС, f_2 – объемная плотность сил, связанная с магнитной неоднородностью материала, f_3 – объемная плотность магнито-стрикционных сил, H – напряженность магнитного поля, j – плотность тока, μ – магнитная проницаемость, ρ – плотность материала.

Основным уравнением распространения электромагнитного поля является уравнение диффузии (пренебрегая токами смещения по сравнению с токами проводимости).

Решив задачу о диффузии магнитного поля в проводящий цилиндр радиуса R , помещенный в продольное магнитное поле $H_0 \varphi(t)$ стандартным методом [6], получим:

$$\frac{\partial^2 H}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial H}{\partial r} = \frac{1}{a^2} \frac{\partial^2 H}{\partial t^2}; 0 \leq r < R, 0 < t < \infty,$$

$$H(r, 0) = 0, 0 \leq r < R,$$

$$H(R, t) = H_0 \varphi(t).$$

$$H(r, t) = 2 \sum_{n=1}^{+\infty} \frac{J_0 \left(\frac{\mu_n r}{R} \right)}{\mu_n J_1(\mu_n)} \frac{a^2 \mu_n^2}{R^2} e^{-\frac{a^2 \mu_n^2}{R^2} t} \int_0^t e^{-\frac{a^2 \mu_n^2}{R^2} \tau} H_0 \varphi(\tau) d\tau$$

где H – магнитное поле, r – радиус образца, t – время, J_0 и J_1 – функции Бесселя нулевого и первого порядка, $a^2 = \frac{c^2}{4\pi\mu\sigma}$, c – скорость света, σ – проводимость материала,

μ_n – корень уравнения $J_0(\mu_n) = 0$, τ – переменная интегрирования.

Применительно к конкретным условиям технологического процесса в качестве $\varphi(t)$ возьмем функцию, описывающую аperiodический импульс:

$$H(t) = H_0 (e^{-at} - e^{-bt}),$$

и характерные величины $t_{и}=200$ мкс, $R=1$ см, $\sigma=\sigma_{\text{твердого сплава}}$, μ примем за единицу.

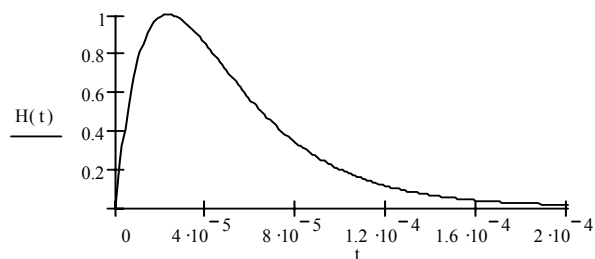


Рисунок 1. Аперриодический импульс 200 мкс.

Плотность тока найдем из соотношения $j = -\partial H/\partial r$.

Используя пакет MatCad 6+, построим графики распределения магнитного поля и плотности тока в различные моменты времени (для импульса длительностью 200 мкс, $R = 1$ см, $\sigma = \sigma$ твердого сплава, μ примем за единицу)

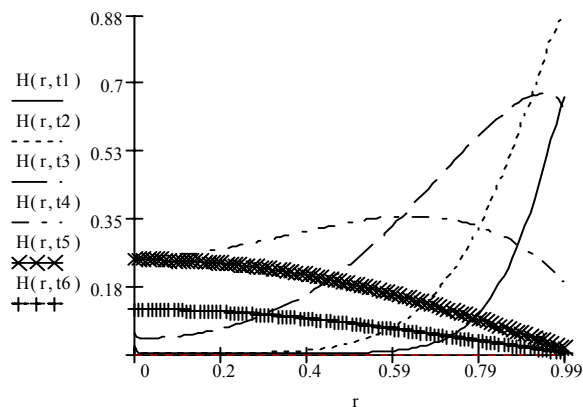


Рисунок 2. Распределение магнитного поля в проводящем цилиндре
 $t_1=10$ мкс, $t_2=20$ мкс, $t_3=50$ мкс, $t_4=100$ мкс, $t_5=200$ мкс, $t_6=300$ мкс

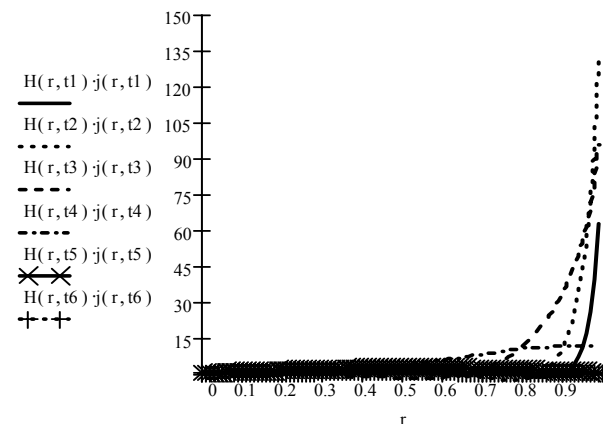


Рисунок 3. Распределение электродинамических пондеромоторных сил в различные моменты времени

Из графиков видно, что на различных стадиях импульса магнитное поле не однородно по сечению образца (цилиндра). Плотность тока максимальна на поверхности и вблизи нее. Наиболее существенными силами, действующими на проводник (исходя из условия) будут электродинамические пондеромоторные силы и силы. Плотность этих сил будет максимальна вблизи поверхности.

Предлагаемые теоретические исследования позволяют использовать их для расчета режимов ОИМП с позиций концепции о силовом воздействии ИМП на обрабатываемые изделия и гипотезы об улучшении эксплуатационных свойств обрабатываемых твердосплавных пластин за счет деформационного упрочнения, обусловленного собственными колебаниями объекта как резонатора.

Литература

1. С.Н.Постников. Электрические явления при трении и резании. – Горький: Волго-Вятск. кн. изд-во, 1975. – 280 с.
 2. П.А.Ермолин, А.В.Иляхинский. Упрочнение ферромагнитных материалов в импульсных магнитных полях. Прикладные проблемы прочности и пластичности. Алгоритмизация и автоматизация решения задач упругости и пластичности: Всесоюз. междуз. сб./ Горьк. ун-т. 1983 – сс 135 – 140.
 3. А.В.Кулемин. Ультразвук и диффузия в металлах. – М.: Металлургия, 1978 – 199 с.
 4. В.С.Биронт. Применение ультразвука при термической обработке металлов. – М.: Металлургия, 1977 – 167 с.
 5. Л.Д.Ландау, Е.М.Лифшиц. Электродинамика сплошных сред. – М.: Государственное издательство технико-технической литературы. 1957. – 532 с.
 6. А.Н.Тихонов, А.А.Самарский. Уравнения математической физики. – М.: Наука, 1977 – 736 с.
- Рецензент: д.т.н., профессор Заблочкий В.К.(ДГМА)

УДК 622.23.054:621.9.025

Н.И.Зиновьев, Ю.В.Мирошниченко

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

**ТВЕРДОСПЛАВНЫЕ ЛИТЫЕ ИНСТРУМЕНТЫ
С ГРАФИТНЫМ КОМПЕНСАТОРОМ НАПРЯЖЕНИЙ***The technology of manufacturing hard alloys cast rock-breaking of tools with graphite by the equalizer of pressure is offered to raise productivity of tools and to lower the charge of a hard alloy.*

В связи с возрастающей потребностью горно-добывающей промышленности и большими объемами буровых работ, выполняемых для добычи нефти и газа, а также при добыче угля, проблема повышения эффективности использования буровых инструментов является достаточно острой.

Основным инструментальным материалом для изготовления буровых инструментов служат вольфрамосодержащие твердые сплавы. Твердосплавные долота, коронки для бурения скважин и шпуров в шахтах работают в тяжелых условиях. Основным видом отказа таких инструментов является поломка (50-75%). Одна из главных причин поломок инструмента - внутренние напряжения, возникающие в твердом сплаве. Общепринятая технология изготовления такого инструмента - напайка твердосплавных пластин токами высокой частоты. Такая технология является экологически вредной. Поэтому существует потребность в разработке новых экологически чистых технологий изготовления инструмента для горно-добывающей промышленности [1].

Инструменты, изготовленные по традиционной технологии, имеют ряд недостатков: значительное изменение физико-механических свойств, неоднородность состава и структуры армированной зоны, возникновение внутренних напряжений в процессе быстрого нагрева и остывания [2].

Поэтому для снижения уровня внутренних напряжений в твердосплавном породоразрушающем инструменте предлагается технология изготовления, предусматривающая соединение твердых сплавов с державкой путем помещения в нагретые до 1173°K керамические формы, изготавливаемые по выплавляемым моделям, которые заливают синтетическим легированным чугуном. При этом получают монолитное соединение твердосплавной пластины с корпусом и корпус различной конфигурации, не требующий механической обработки.

Между корпусом и твердым сплавом образуется переходная зона, содержащая составляющие, близкие по коэффициенту расширения к твердому сплаву, и некоторое количество свободного графита, необходимого как компенсатор внутренних напряжений между монолитно соединенными материалами с различными теплофизическими свойствами. Под твердосплавной пластиной получают твердую опору с твердостью 35-40 HRC, снижающую микродеформации.

Нагрев и охлаждение твердого сплава при изготовлении инструмента по предлагаемой технологии производится медленно, что позволяет снизить долю выкрашивания и поломок от растягивающих напряжений в процессе эксплуатации, а также значительно повысить стойкость по сравнению с напайным инструментом.

Сравнительные испытания резов (по данным института проблем литья Академии наук Украины) показали повышение стойкости литых резов при обработке резанием различных материалов (таблица).

Особенно значительное повышение стойкости наблюдалось при обработке коррозионно-стойких сталей и титановых сплавов.

Таблица. – Повышение стойкости литых резов по сравнению с напайными резами

Обрабатываемый материал	Марка твердого сплава	Коэффициент увеличения стойкости литых резов
Сталь 45	T15K6	1,4—1,5
1X17H2	T15K6	2,2 — 2,5
32НКД	T15K6	3,5 — 5,0
12КМВ14	BK8	2,2 — 2,5
BT 14, BT6	BK8	2,3 — 3,2
ЭП-56, ЭП-202	BK8	1,7 — 2,1

Повышение стойкости позволяет в 1,5 раза повысить скорость резания, что приводит к повышению производительности обработки.

Одним из направлений применения литейной технологии является изготовление твердосплавных вставок для резов блочной конструкции фрез.

Повышение стойкости литых инструментов может быть достигнуто путем применения различных упрочняющих технологий, в частности, упрочнением инструмента в импульсном магнитном поле [3].

Под действием импульсного магнитного поля в твердом сплаве происходят структурные превращения, снижаются остаточные напряжения, изменяются твердость и прочность [4].

Особенно эффективным может быть применение предлагаемой технологии для породоразрушающих инструментов, работающих при высоких ударных нагрузках. Лабораторные исследования литых буровых коронок показали повышение работоспособности в 5–7 раз по сравнению с напайными.

Проблемы повышения производительности буровых инструментов и экономики твердого сплава могут быть в значительной степени решены за счет применения предлагаемой технологии.

Литература

- Бойко Н.Г., Марков Н.А. Факторы, влияющие на угол установки твердой пластинки резов нового технического уровня // Высокие технологии в машиностроении. Сб. научных статей. - Харьков: ХГПУ, 1998, с. 50-51.
- Бугай Ю.Н. Нетрадиционный подход к проектированию породоразрушающего инструмента. В сб. Прогресивна техніка і технологія машинобудування, приладобудування і зварювального виробництва. Том 1, Кит, НТУУ "КПІ", 1998, с. 395-401.
- Зиновьев Н.И., Кинденко Н.И., Алибеков А.А. Опыт внедрения магнитной обработки инструмента на машиностроительных предприятиях // Новые стали и сплавы, режимы их термической обработки. - Санкт-Петербург, 1992, с. 18-20.
- Герганов А.М. Влияние магнитной обработки на порошковые инструментальные материалы // Матер. 4 науч.-техн. семинара с международным участием по нетрадиционным технологиям АМО'89 (Ботевград, 12-14 окт. 1989 г.) - София-Горький, 1989,- С.73-83.

Рецензент: д.т.н., проф. Н.Г.Бойко(ДГТУ)

УДК 546.471.2.539.23

М.Я.Белкин, А.А.Гончаров, В.В.Петухов, Д.Н.Терпий

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина.

СТРУКТУРА И ФАЗОВЫЙ СОСТАВ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПЛЕНОК БОРИДА ВАНАДИЯ.

In this paper influence parameters of discharge and conditions of carry on structure and composition depositing of layers are describe.

В настоящее время тонкопленочные покрытия получают все более широкое применение (защитные, упрочняющие и т.д.). Имеет большой практический интерес исследование структуры и физико-механических свойств пленок на основе борид ванадия. Интерес к этим пленкам обусловлен их высокой твердостью и износостойкостью, а также возможностью применения их в качестве защитных упрочняющих покрытий на режущий инструмент. При использовании покрытий в качестве защитных и упрочняющих необходимо учитывать не только состав, но и структуру получаемых пленок. В данной работе проведено исследование влияния режимов распыления мишени (полученных методом спекания порошков) тугоплавких соединений (на примере соединения VB_2) и массопереноса в высокочастотной магнетронной распылительной системе на фазовый состав и кристаллическую структуру получаемых тонких пленок (толщиной до 3 мкм). Описание установки и основные принципы работы приведены в [1]. Структурные и фазовые исследования проводились методами дифракционного рентгеновского анализа и просвечивающей электронной микроскопии. В качестве подложек использовались монокристаллические образцы Si (100) и NaCl (001). Подложки, непосредственно перед нанесением покрытий, проходили предварительную подготовку, состоящую из двух операций: вакуумного отжига (давление 10^{-4} Па) при температуре 300°C на протяжении 1 часа и обработки в течение 15 минут тлеющим разрядом (мощность источника 200 Вт, давление аргона 0.4 Па). В ходе работы изучено влияние таких параметров разряда как: величина суммарной приложенной мощности, давление рабочего газа, величина относительного потенциала, приложенного к подложкодержателю.

Электронно-микроскопические исследования показали, что при распылении мишени VB_2 на подложке образуются фазы VB_2 (рисунок 1а) и фазы VB (рисунок 1б). При увеличении толщины напыляемых пленок на поверхности образуются окислы V_2O_5 (рисунок 2).

Дифракционные исследования показали, что, как правило, получаемые пленки имеют многослойную структуру, изменяющуюся в направлении от подложки к внешней поверхности: VB_2 / VB / оксиды. При этом фазовый состав и структурное совершенство существенно изменялись при изменении режимов распыления и переноса. Основные результаты приведены в таблице 1.

Анализ данных эксперимента позволяет сделать вывод о том, что режим нанесения покрытий существенно влияет на фазовый состав и совершенство наиболее удаленных от подложки слоев пленки. Снижение давления (при неизменной мощности) от 0,37 до 0,1 Па приводит к усилению текстурированности оксида V_2O_5 . Приложение отрицательного смещения, при других неизменных параметрах, вызывает исчезновение текстуры борид ванадия и появление текстурированных оксидов на внешних слоях. При малых мощностях оксиды практически не появляются и пленка состоит лишь из текстурированного диборида ванадия и тонкого слоя борид ванадия.

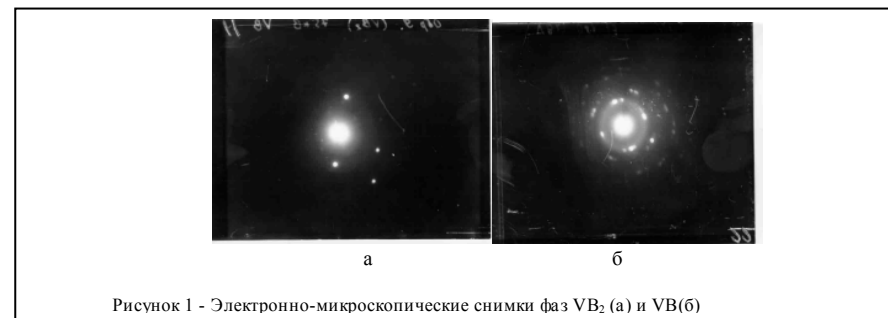
Рисунок 1 - Электронно-микроскопические снимки фаз VB_2 (а) и VB (б)Рисунок 2 - Электронно-микроскопический снимок фазы V_2O_5

Таблица 1 – Условия осаждения и фазовый состав пленок

№	Мощность, Вт	Смещение, В	Давление, Па	Фазовый состав
1	600	-65	0,09	A(т)/слB/C(т)/Д(т)
2	400	-5	0,27	A(т)/слB/E(т)
3	360	0	0,27	A(т)/B(т)/слE
4	250	-15	0,15	A(т)/слB/Д(т)
5	200	-6	0,27	A(т)/слB
6	150	-3	0,27	A(т)/B

Примечание: А- AB_2 , В- VB , С- V_2O_5 , Д- V_2O_5 , Е- B_2O_3 , сл-след фазы, (т)-текстура; на каждом режиме испытывалось 6-8 образцов, толщины пленок колебались от 0,7 до 3 мкм.

Изменение фазового состава при изменении режима распыления, на наш взгляд, обусловлено энергетикой процесса нарастания пленки. Оксиды появляются из-за наличия кислорода в атмосфере остаточного газа и из-за абсорбционных процессов, неизбежных при перегреве подложкодержателя и спеченной мишени.

Таким образом, режим ВЧ-магнетронного распыления существенно влияет как на фазовый состав, так и на структурное совершенство получаемых пленок. Кроме того, существует возможность, путем предварительного выбора режимов распыления и переноса получать либо пленки практически идентичные по составу материалу мишени, либо многослойные (или, точнее, слоистые) структуры, внешние слои которых состоят из оксидов исходных веществ. Последнее представляется довольно существенным для применения в качестве защитных и упрочняющих покрытий на режущий инструмент.

Литература

Гончаров А.А., Петухов В.В., Терпий Д.Н. и др. Высокая частотная магнетронная распылительная система на базе установки УВН-75РЗ. ВАНТ, № 5(6)-6(7), Харьков, 1998 г.

Рецензент: д.ф.-м.н., проф. П.И.Игнатенко (ДонДУ).

УДК 621.784.4

И.Н.Иванов, А.И.ИвановДонбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина
Государственный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», Харьков, Украина**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОЛЯ СКОРОСТЕЙ ДВИЖЕНИЯ ЧАСТИЦ МЕТАЛЛА
ПРИ МНОГОКОНТАКТНОЙ ОТДЕЛОЧНО-УПРОЧНЯЮЩЕЙ
ОБРАБОТКЕ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

A field of travelling speeds of particles of metal and procedure of its definition, which analyze the process of multicontact finishing hardening machining of surfaces in three-dimensional space, taking into account dynamic of process, to estimate influencing a strain rate on the basic technological parameters, to realize optimization of process has been developed.

Многие узлы механизмов и машин содержат подвижные соединения, поверхности контакта которых работают в условиях полужидкостного или граничного трения. Для повышения их работоспособности и эксплуатационных свойств в настоящее время применяются различные технологические методы, которые позволяют образовывать на контактируемых поверхностях деталей регулярный микрорельеф с одновременным упрочнением поверхностей. При этом выступы создаваемого микрорельефа должны составлять 30-60% от общей площади контакта, что обеспечивает оптимальные условия трения и смазывания.

Одним из новых и наиболее эффективных комплексных технологических процессов поверхностного классического деформирования, применяемых для повышения эксплуатационных характеристик деталей, является многоконтатная отделочно-упрочняющая обработка.

Конструктивные особенности применяемого инструмента [1, 2] и кинематика процесса позволяют осуществлять обработку поверхностей по схеме выглаживания, в результате проскальзывания деформирующих элементов при неравенстве относительных скоростей вдоль контура контакта, ударно-импульсного нагружения или по схеме качения с упругопластическим контактом. Возможность равномерного распределения деформирующих усилий, во многих случаях, ставят этот процесс незаменимым для повышения несущей способности нежестких и неравножестких деталей.

Независимо от схемы нагружения и кинематики процессов поверхностного пластического деформирования, их анализ, зачастую, носит эмпирический характер или базируется на условиях статического внедрения индентора в обрабатываемую поверхность [3, 4]. При этом для упрощения теоретических исследований, как правило, рассматривается плоская задача деформирования. Это не соответствует реальным условиям обработки поверхностей и не позволяет оценить влияние скорости деформации на основные технологические параметры процесса.

Для анализа процесса многоконтатной отделочно-упрочняющей обработки целесообразно разделить его на отдельные стадии вдавливания индентора, качения или скольжения. При решении отдельных задач необходимо применить законы пластичности, упругости или термодинамики необратимых процессов [5, 6], что позволит учесть влияние скоростных условий на основные параметры процесса.

Процесс внедрения деформирующего элемента в обрабатываемую поверхность рассмотрим в трехмерном пространстве (рис.1).

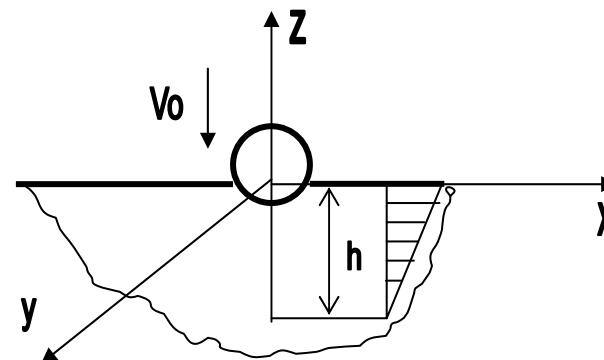


Рисунок 1. Схема процесса внедрения индентора в поверхность

Исходными данными для нахождения основных его параметров является поле скоростей. Поле скоростей движения частиц металла в этом случае представляется следующими функциями:

$$\begin{aligned} V_x &= V_x(x, y, z); \\ V_y &= V_y(x, y, z); \\ V_z &= V_z(x, y, z). \end{aligned} \quad (1)$$

Учитывая геометрию деформирующего элемента и результаты экспериментальных исследований, составляющую скорости в направлении координаты Z представим в виде:

$$V_z = -2V_0(1-x^2/a^2-y^2/a^2)(1/2+z/h+z^2/h^2), \quad (2)$$

где V_0 – скорость деформирующего элемента; a, h – параметры очага деформации.

От места возмущения внутри деформируемого металла происходит затухание скорости. Вопрос определения характера затухания скорости внутри металла является сложной задачей. В первом приближении характер затухания скорости на глубине h примем по линейному закону.

Для определения остальных составляющих поля скоростей используем уравнение постоянства объема:

$$\operatorname{div} V = 0, \quad (3)$$

которое с учетом поля скоростей (1) для рассматриваемой задачи в декартовой системе координат записывается в виде:

$$\frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} + \frac{\partial V_z}{\partial z} = 0 \quad (4)$$

Для решения поставленной задачи введем функцию φ , при этом должны выполняться следующие условия:

$$V_x = \frac{\partial \varphi}{\partial y}; \quad V_y = \frac{\partial \varphi}{\partial x}. \quad (5)$$

После подстановки условий (5) в уравнение неразрывности (4) и соответствующих преобразований получим:

$$2 \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x \partial y} = - \frac{\partial V_z}{\partial z}. \quad (6)$$

После интегрирования уравнения (6) получим выражение для определения функции φ , которое имеет вид:

$$\varphi = - \frac{1}{2} \iint \frac{\partial V_z}{\partial z} \partial x \partial y + C(x, y). \quad (7)$$

Значение постоянной в уравнении (7) определяется с учетом особенностей процесса и граничных условий.

Из условий осевой симметрии очага деформации, учитывая выражения (2), (4) и (7) и выполнив соответствующие преобразования составляющие скорости перемещения частиц металла в направлении координат X и Y записываются в виде:

$$V_x = \frac{V_0}{h} \left(x - \frac{x^2}{3a^2} - \frac{xy^2}{a^2} \right) \left(1 + \frac{z}{h} \right);$$

$$V_y = \frac{V_0}{h} \left(y - \frac{x^2 y}{a^2} - \frac{y^3}{3a^2} \right) \left(1 + \frac{z}{h} \right). \quad (8)$$

Полученное поле скоростей перемещения частиц металла (2) и (8) при многоконтрактной отделочно-упрочняющей обработке, с привлечением основных законов механики сплошных сред или термодинамики необратимых процессов [5, 6], позволяет учесть влияние скоростных особенностей на основные технологические параметры, определить напряженно-деформированное состояние и энергосиловые параметры процесса.

Литература:

1. Иванов И.Н., Кононенко А.А. Турбореактивная отделочно-упрочняющая головка для обработки внутренних цилиндрических поверхностей. // Технология и организация производства.— 1991. №3.— с. 21—22.
2. А.с. 1608032 СССР МКИ В24 В 39/02. Устройство для упрочняюще-чистой обработки./ И.Н. Иванов, А.А. Кононенко, Н.А. Соломин, Ю.Б. Борисенко. №4663386/31-27; Заявлено 20.03.83; Опубл. 23.11.90. Бюл. №43. – 3с.
3. Теоретические основы процессов поверхностного пластического деформирования. / Под ред. В.И. Беляева. – М.: Наука и техника. 1988. – 184с.
4. Олейник Н.В., Кычин В.П., Луговской А.Л. Поверхностное динамическое упрочнение деталей машин. – К.: Техніка, 1984. – 151с.
5. Алексеев Ю.Н. Введение в теорию обработки металлов давлением, прокаткой и резанием. – Харьков, ХГУ, 1969. – 108с.
6. Радзивончик В.Ф. Скоростное пластическое деформирование металлов. – Харьков, ХГУ. – 210с.

Рецензент д.т.н., проф. Верезуб В.Н.(ХГТУ «ХПИ»)

Раздел 6 Технология и точность обработки

УДК:658.51.002

С.В.Ковалевский, А.А.Олейник, М.Н.Яковенко, Н.В.Водолазская
Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ НА ОСНОВЕ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ МЕТОДОВ ИХ КОНТРОЛЯ

The technique of data processing by statistical methods allowing on individual is described to determine whole, and on the minimal sample to estimate general set with the greatest possible degree of reliability histograms.

В области обеспечения качества, статистическая гипотеза подлежащая проверке, не всегда четко формулируется, хотя связывается с нормами на признаки качества изделий. Вероятности ошибок первого и второго рода являются условными вероятностями с различными условиями. Их можно вычислить для каждого заданного критерия. Это является описательным аспектом теории проверки гипотез. Если для одной или обеих ошибок можно задать (наибольшую) вероятность их возникновения. Тогда соответствующий критерий, то есть методику контроля, можно построить так, чтобы вероятность возникновения ошибок не превышала заданной. Это - конструктивный аспект теории проверки гипотез. Нельзя уменьшить вероятность ошибки одного рода без того, чтобы не увеличилась вероятность ошибки второго рода. Эту проблему можно обойти только путем увеличения объема выборки n .

Обычно генеральная совокупность содержит конечное множество объектов. Но оно, как правило, достаточно велико. Поэтому при теоретических выводах (для их упрощения) объем генеральной совокупности часто предполагается бесконечным. Это оправдывается тем, что увеличение объема генеральной совокупности, начиная с некоторой достаточно большой величины, уже не сказывается на результатах обработки данных выборки. Традиционно для повышения достоверности увеличивают объем выборки. Однако если серия мала, то уменьшается и допустимый объем выборки, а при уменьшении объема выборки может снижаться достоверность оценки признака. Возникает вопрос, а возможно ли при уменьшении объема выборки сохранить или повысить достоверность результатов, либо же повысить достоверность, не изменяя объема выборки?

Именно проблема уменьшения объема выборки при сохранении достоверности результатов и явилась целью проведения исследований. Была выдвинута гипотеза о том, что при использовании свойств энтропии можно добиться более точных значений среднеквадратичного отклонения и математического ожидания. И возникла необходимость изучения графиков этих статистических моментов. Для этого была разработана программа в пакете MathCAD, которая подтвердила выдвинутое предположение.

В основу программы заложены принципы математического моделирования.

Программа представляет собой следующее: задан диапазон, в котором находятся все значения генеральной совокупности, например, 1. Выбрано количество элементов этой совокупности, допустим – 1000. Задан закон распределения. Затем произведем вычисления традиционными методами среднего арифметического, среднего квадратичного отклонения и математического ожидания. Следующий этап - это выборка. Мы случайным образом из генеральной совокупности выбираем k элементов. Объем выборки можно изменять в любое время. Далее производим расчет энтропии и с ее по-

мощью рассчитываем значения среднего арифметического и среднеквадратичного отклонения, математического ожидания. И действительно оказалось, что значения статистических моментов, рассчитанных предложенным способом в 2-3 раза точнее, чем рассчитанные традиционными методами. Обычно при статистической обработке данных определяют закон распределения, например, путём построения гистограмм. Число ступеней гистограммы выбирали исходя из общепринятых правил разбиения результатов исследования на интервалы. Используя эту программу появилась возможность определения оптимального числа ступеней гистограммы. Пользуясь этой программой можно получить более точные значения статистических характеристик, таких как среднеквадратичное отклонение и математическое ожидание.

Так как повысилась точность статистических характеристик, то это дает возможность уменьшить число элементов выборки, до того количества, которое будет давать результаты о генеральной совокупности с допустимой вероятностью. Известно, что оптимальное значение энтропии зависит от вида распределения генеральной совокупности. Поэтому были исследованы равномерный закон распределения и нормальный закон распределения.

Кривые математического ожидания и среднеквадратичного отклонения пересекают ось абсцисс приблизительно в одной точке, либо имеют близкие значения. Данная точка, либо усредненная между точками касания кривых оси абсцисс, указывает на оптимальное число ступеней гистограммы для данной выборки. Для каждого случая получаем своё оптимальное число ступеней.

Как известно, стабильное значение энтропии зависит от вида распределения генеральной совокупности. В поисках оптимального решения была произведена манипуляция данными. Исследованы равномерный закон распределения и нормальный закон распределения. Оказалось, что кривые этих статистических моментов пересекают ось абсцисс примерно в одной точке, либо имеют близкие значения. В данном случае поднимаясь от точки, находящейся в области пересечения кривых математического ожидания и среднеквадратичного отклонения с осью абсцисс к кривой энтропии можно увидеть, что данное значение равно 1, так как нормированный диапазон был выбран равным 1, а когда диапазон равнялся 2, то энтропия—около 1,4. Получается, что эти показатели соответствуют квантилям законов распределения, т.е. числу, которое характеризует каким образом относится распределение к тому или иному закону. Пересечение этой вертикальной линии с осью абсцисс дает нам оптимальное значение ступеней гистограммы для данной выборки.

При проверке гипотез важны следующие шаги.

- Шаг первый - определение генеральной совокупности и типа распределения.
- Шаг второй - формулировка гипотезы
- Третий шаг – определение контрольной величины и её распределения в случае принятия гипотезы H_0

- Четвёртый шаг - задание уровня значимости и определение области CR отклонения гипотезы.

- Пятый шаг-принятие решения и его интерпретация

При определении области отклонения гипотезы нужно, во– первых, учитывать, что максимальная вероятность ошибки 1-го рода (ошибочное отклонение H_0) должно быть не больше, чем заданный уровень значимости α . Во– вторых, вероятность ошибки 2-го рода (ошибочное принятие H_0) должна быть как можно меньше. Вероятности обоих видов ошибок можно определить, используя мощность критерия или оперативную характеристику критерия.

Мощностью критерия $G(0)$ (англ.: power function) называют функцию

$$G(\Theta) := W[g(X) \in CR | \Theta] = W$$

[контрольная величина $g(X)$ лежит в области CR отклонения гипотезы, если Θ есть значение параметра.

Мощность критерия определяет зависимость между вероятностью отклонения H_0 и неизвестным параметром θ , относительно которого сформулирована гипотеза H_0 . Чтобы вычислить $G(0)$, должно быть известно распределение $g(X)$ для каждого значения θ из области определения гипотез H_0 и $H_1(\Omega_0, \Omega_1)$, то есть на всём параметрическом пространстве Ω .

Проверка гипотез является именно тогда проверкой при уровне значимости α , когда для мощности критерия выполняется условие

$$\sup_{\Theta \in \Omega_0} G(\Theta) = \alpha$$

то есть когда функция мощности критерия $G(0)$ в области принятия гипотезы H_0 имеет наименьшее верхнее значение, равное α . Если Ω_0 состоит только из одного элемента θ_0 (простая нулевая гипотеза $H_0: \theta = \theta_0$), то при непрерывной контрольной величине должно выполняться $G(\theta_0) = \alpha$. По графику функции мощности критерия можно не только увидеть, как велика может быть в крайнем случае вероятность ошибки 1-го рода (считывание уровня значимости), но и определить для каждого $\theta \in \Omega_0$, (ошибка 1-го рода возможна только в области Ω_0) соответствующую вероятность α . Если $\theta \in \Omega_0$ то отклонение гипотезы H_0 будет ошибкой 1 – рода, вероятность которой вычисляется через мощность критерия $G(0)$, то есть

$$\Theta \in \Omega_0 \Rightarrow G(\Theta) - \text{зависящая от } \Theta \text{ вероятность ошибки 1-го рода}$$

Также и по значениям функции мощности критерия в области Ω_1 можно судить о вероятности β . Если $\theta \in \Omega_1$, то есть при достоверности гипотезы H_1 , принятие гипотезы H_0 является ошибкой 2-го рода, и

$$\Theta \in \Omega_1 \Rightarrow 1 - G(\Theta) - \text{зависящая от } \Theta \text{ вероятность ошибки 2-го рода}$$

Имея мощность критерия, можно определить вероятность отклонения гипотезы H_0 для всех значений θ параметрического пространства Ω . При оценке критерия проверки гипотез можно использовать также функцию, характеризующую зависимость вероятности принятия гипотезы H_0 от известного параметра θ . Эта функция $L(0)$ называется операционной характеристикой (англ.: operating characteristics)

$$L(\Theta) := W[g(X) \in \overline{CR} | \Theta] = W$$

[контрольная величина $g(X)$ лежит в области принятия гипотезы \overline{CR} , если Θ является значением параметра.

Гипотеза H_0 может быть принята или отклонена, тем самым вероятность принятия и отклонения гипотезы в сумме равны единице. Поэтому

$$L(\Theta) = 1 - G(\Theta)$$

Вероятность ошибочного отклонения или принятия гипотезы H_0 можно непос-

редственно определить по графику оперативной характеристики.

$\Theta \in \Omega_0 \Rightarrow 1 - L(\Theta)$ – зависящая от Θ вероятность ошибки 1-го рода;

$\Theta \in \Omega_1 \Rightarrow L(\Theta)$ – зависящая от Θ вероятность ошибки 2-го рода.

Операционной характеристикой или функцией мощности критерия полностью описывается процесс принятия при отклонениях нормы в ходе процедуры ее проверки. В том смысле они эквивалентны. Выбор той или иной функции произволен. В приемочном контроле по традиции применяют $L(0)$, в контроле производства – $G(0)$.

Какой вид в общем случае должна иметь функция мощности критерия и его оперативная характеристика? Если $0 \in \Omega_0$, то есть, если гипотеза H_0 верна, то функция $G(0)$ должна иметь в области Ω_0 как можно меньшее, а функция $L(0)$ – большее значение. Если же $0 \in \Omega_1$, то есть в области определения гипотезы H_1 , функция $G(0)$ должна в области Ω_1 иметь как можно большее, а функция $L(0)$ – меньшее значение. Оба графика $G(0)$ и $L(0)$ должны изменяться как можно более круто. Идеальной была бы оперативная характеристика.

$$L(\Theta) = \begin{cases} 1 & \text{при } \Theta \in H_0; \\ 0 & \text{при } \Theta \in H_1. \end{cases}$$

то есть, функция скачка с единичным скачком на краю области задания гипотезы H_0 .

Соответственно, идеальная функция мощности критерия имеет вид:

$$G(\Theta) = \begin{cases} 0 & \text{при } \Theta \in H_0; \\ 1 & \text{при } \Theta \in H_1 \end{cases}$$

Статистический критерий является идеальным, если его оперативная характеристика выражается и функция мощности выражаются через приведенные выше формулы. Идеальный критерий – это критерий, при котором вероятности ошибок 1-го и 2-го рода равны нулю.

Если нам известна оперативная характеристика $y = L(0)$ статистического критерия, то для каждого параметра 0 можно вычислить вероятность принятия гипотезы H_0 . Но зачастую в области обеспечения качества этот вопрос ставится наоборот: как определить при заданной вероятности принятия гипотезы $y = \omega$ соответствующее значение параметра 0_ω ? На этот вопрос можно ответить с помощью обратной функции

$$0 = L^{-1}(y)$$

Эта функция называется квантильной (обратной) функцией для оперативной характеристики $L(0)$. С ее помощью по заданному ω определяется соответствующий квантиль оперативной характеристики 0_ω (квантиль порядка ω). Итак, аналогично имеет место - Θ_ω является квантилем порядка ω оперативной характеристики

Для проверки практической стороны этих выводов на ЗАО НКМЗ были собраны статистические данные во время обработки валов, т.е. произведены замеры размеров валов и вал - шестерен после прохождения каждой технологической операции (таблица 1).

Используя эти данные, была выполнена проверка ранее отмеченных теоретических выводов. Действительно оказалось, что значение энтропии соответствует квантилям законов распределения. Наиболее характерным для собранных данных был нормальный закон распределения, а значение энтропии – 1,41

Собранные данные позволили определить оптимальное число ступеней гистограммы для данной выборки. А значения статистических моментов позволяют судить о генеральной совокупности, т.е., о всей партии деталей. Таким образом появилась возможность по частному определить целое, по выборке оценивать генеральную совокупность.

Таблица 1.— Фрагмент статистических данных обработки партии вал-шестерен

Чертежный размер с отклонениями	Операционные размеры (заданные и конкретные) по видам технологических операций			
	Токарная	Токарная	Токарная	Шлифовальная
Ø85k6 (+0,026 / +0,003)	Ø107h14(-0,07)	Ø101(-1,0)	Ø85,5	Ø85k6(+0,026 / +0,003)
	Ø107,0; 106,8; 107,0; 106,8; 106,9; 106,7; 106,9; 106,7; 106,7; 106,8; 106,9; 106,9; 106,8; 106,8; 106,8	Ø100,7; 100,8; 100,8; 100,7; 100,8; 100,7; 100,9; 101,0; 100,8; 100,9; 100,7; 100,8; 100,9; 100,8; 101,0	Ø85,53; 85,52; 85,52; 85,53; 85,51; 85,52; 85,50; 85,51; 85,51; 85,52; 85,51; 85,53; 85,50; 85,52; 85,51	Ø85,02; 85,02; 85,02; 85,01; 85,02; 85,02; 85,01; 85,01; 85,02; 85,02; 85,01; 85,01; 85,01

Проведенные исследования позволили выработать методику обработки данных статистическими методами. Для чего необходимо:

- 1) произвести набор исходных данных, т.е. организовать выборку;
- 2) по выборке определить класс (закон) распределения, который наиболее бы точно описывал ее;
- 3) по известному уже закону распределения, с помощью знания квантилей найти величину энтропии;
- 4) зная значение энтропии, используя эту программу, определить оптимальное число ступеней гистограммы;
- 5) по известному числу ступеней гистограммы оценить характеристики гистограммы, которая будет соответствовать генеральной совокупности.

Проведенные исследования позволили выработать методику обработки данных статистическими методами, позволяющую по частному определять целое, а по минимальной выборке оценивать генеральную совокупность с максимальной степенью достоверности гистограммы.

Применение этой методики позволит повысить точность статистических характеристик, что даст возможность уменьшить число элементов выборки, до того количества, которое будет давать результаты о генеральной совокупности с допустимой вероятностью.

Рецензент: д.т.н., проф. Михайлов А.Н.(ДГТУ)

УДК 621.91

В.В. Володченко, Н.И. Зиновьев, В.Н. БеликДонбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина
ЗАО «Новокраматорский машиностроительный завод», г. Краматорск, Украина**МЕТОДИКА ГРУППИРОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ – ТЕЛ ВРАЩЕНИЯ
ДЛЯ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ С ЧПУ**

In the given article are set up a principle and algorithm of grouping of parts for processing on machine tools from a CNC. Are detected and the tags and parameters of installment formation of groups of parts grounded on a commonality of optimal patterns of tooling of machine tools are justified.

Рассматриваемые в данной статье принципы организации группирования деталей – тел вращения к их обработке на токарных станках с ЧПУ базируются на методике группирования деталей на основе комплекса признаков, без ориентации на комплексную деталь [1].

Для установления логической взаимосвязи параметров деталей с определяющими их адресацию к той или иной группе параметрами технологической системы, необходимо определить состав и порядок признаков группирования.

Первым организационным признаком группирования будет являться планируемый календарный срок изготовления детали, с указанием количества деталей одного наименования.

Вторая группа признаков будут определять адресацию деталей к определенному типу оборудования с соответствующими параметрами.

Для определения группы станочных приспособлений определяющими признаками будут:

- тип базированных элементарных поверхностей детали;
- максимальные значение шероховатости и квалитетов точности элементарных поверхностей (ЭП) деталей;
- тип центрального отверстия детали.

Для определения минимально допустимой емкости инструментального магазина анализируются конструктивная и технологическая сложности детали - количество типов ЭП, обрабатываемых различными режущими инструментами, то есть не способными продублировать возможность формообразования или значений точности и шероховатости отдельных ЭП;

Для окончательного определения группы оборудования для отдельной детали необходимо наличие или возможность установки на станке ранее определенной группы приспособлений, а также соответствие габаритных размеров заготовки размерам рабочей зоны станка.

Третья группа признаков будет определять инструментальное обеспечение процесса обработки деталей. На основании анализа конструктивных параметров режущих инструментов, используемых на токарных станках с ЧПУ, определяется их состав и зависимость от параметров деталей, что определяет условия группирования деталей и формирования соответствующее группе инструментального обеспечения.

Состав и соответствия параметров деталей – тел вращения и параметров технологической системы выполняются в виде таблиц соответствий, где показана логика взаимосвязи между параметрами и их значениями. Формирование таблиц соответствий конкретными значениями производится на основании математической логики с использованием логики предикатов первого порядка.

Приведем в качестве примера таблицу состава и соответствия параметров детали и режущего инструмента (таблица 1).

Таблица 1. Состав и соответствия параметров режущего инструмента и деталей

Конструктивные параметры детали и составляющих ее ЭП	Параметры РИ, зависящие от значений параметра детали
Тип ЭП	Тип (наименование) РИ.
Виды сочетаний сопряженных ЭП.	
Наличие смежных ЭП.	
Размеры ЭП .	Типоразмер РИ.
Материал заготовки.	Материал режущей части.
	Геометрические параметры режущей части: γ – главный передний угол (для резцов и осевого инструмента); φ – главный угол в плане (для осевого инструмента)
Шероховатость ЭП.	Материал режущей части
	Геометрические параметры режущей части: г – радиус вершины; φ, φ ₁ – главный и вспомогательный углы в плане.

В левой части таблицы 1 представлены конструктивно-технологические параметры детали. Рассмотрим отдельную совокупность \bar{D} деталей ($\bar{D} \in D$), где D – вся совокупность деталей отдельного производственного подразделения, направляемых в соответствии производственным заданием к токарной обработке, и определим более детально множества их *однородных параметров*. А именно:

M_1 – множество значений габаритных размеров деталей.

M_2 – множество материалов заготовок деталей.

M_3 – множество видов заготовок деталей.

M_4 – множество типов основных, дополнительных и смежных ЭП, находящихся в составе деталей совокупности \bar{D} .

M_5 – множество вариантов сопряжения ЭП:

$$M_5 = \left\{ \bigcup_{i=1}^{N_1} \overline{BC}_i \left([CPI] \left[\varphi_c^\circ \right] \right) \right\} \quad (1)$$

где \overline{BC}_i – подмножество вариантов сопряжения основных поверхностей у деталей совокупности \bar{D} с набором соответствующих параметров;

N_1 – общее количество различных вариантов сопряжения основных поверхностей деталей из множества \bar{D} .

φ_c° - угол сопряжения ЭП.

M_6 – множество размеров для различных типов ЭП:

$$M_6 = \left\{ \bigcup_{i=1}^{N_2} \overline{PX}_i \right\} \quad (2)$$

где \overline{PX}_i – подмножество однородных размерных характеристик для i – го типа элементарной поверхности;

N_2 – общее количество различных типов ЭП, находящихся в составе деталей совокупности \overline{D} .

M_7 – множество шероховатостей для различных типов ЭП:

$$M_7 = \left\{ \bigcup_{i=1}^{N_2} \overline{Ra}_i \right\} \quad (3)$$

где \overline{Ra}_i – подмножество значений шероховатостей элементов i – го типа элементарной поверхности;

N_3 – общее количество различных типов ЭП, находящихся в составе деталей совокупности \overline{D} .

M_8 – множество максимальных значений точности размеров и взаимного расположения ЭП, находящихся в составе деталей совокупности \overline{D} .

После описания конкретных значений параметров отдельных деталей для каждой из них определяется множество признаков группирования.

Механизм группирования основан на алгоритме группирования объектов рассмотренный в [2]. Имеется множество \overline{D} деталей, которые необходимо адресовать к группам по общности их признаков:

$$\overline{D} = \bigcup_{i=1}^n \overline{D}_i \quad (4)$$

Каждая деталь $\overline{D}_i \in \overline{D}$ описывается кортежем признаков:

$$\overline{D}_i = (p_{1i}, p_{2i}, \dots, p_{mi}), \quad (5)$$

где i – индекс детали;

m – количество признаков детали ($m = 8$), соответствующих количеству их однородных параметров;

p_i – множество значений параметров $M_1 \dots M_m$.

Первоначально все элементы $\overline{D}_i \in \overline{D}$ принимаются за *центры группирования*, и в каждую группу \overline{D}_i принимаются все элементы $\overline{D}_k \in \overline{D}$ причем ($k \neq i$), для которых выполняются условия:

$$P'_i = P_i \cap P_k \quad (6)$$

$$p'_i \neq \emptyset$$

где p'_i – первый результирующий, групповой признак из кортежа образующегося множества (группы) деталей вокруг центра группирования \overline{D}_i

Далее у деталей \overline{D}_i и \overline{D}_k последовательно анализируются все оставшиеся параметры $p_2 \dots p_m$. В группу \overline{D}_i принимаются те элементы \overline{D}_k , у которых:

$$p_i \cap p_k \neq \emptyset \quad (7)$$

Из n сформированных множеств выбирается то, в которое вошло максимальное число элементов (любое из подмножеств с максимальным количеством элемен-

тов). Оно отмечается как *результующее*. Затем из множества \overline{D} исключаются все те элементы, которые вошли в организованное подмножество. Эта процедура повторяется до тех пор пока все элементы \overline{D} не будут включены в организованные таким образом подмножества. Таким образом получается система подмножеств:

$$\{\overline{D}_1, \overline{D}_2, \dots, \overline{D}_e\}, \quad (8)$$

обладающая свойством:

$$\overline{D} = \left\{ \bigcup_{i=1}^e \overline{D}_i \right\} \quad (9)$$

Из сформированной системы подмножеств исключаются те, которые включаются в другие подмножества, то есть $\overline{D}_i \subseteq \overline{D}_j$ ($i \neq j$), и те группы, которые не содержат оригинальных элементов, то есть:

$$\overline{D}_i = \left\{ \bigcup_{\substack{i=1 \\ i \neq j}}^e \overline{D}_i \right\} \quad (10)$$

После проведения операций исключения получается система подмножеств $\{\overline{D}_1, \overline{D}_2, \dots, \overline{D}_k\}$, обладающая следующими свойствами:

$$1) \overline{D}_i = \left\{ \bigcup_{i=1}^k \overline{D}_i \right\}; \quad 2) \overline{D}_i \subseteq \overline{D}_i \cap \overline{D}_j \quad (i, j = 1, k) \quad (11)$$

В общем случае

$$D_i \cap D_j \neq \emptyset, \quad (12)$$

то есть некоторые подмножества имеют общие элементы. Такой алгоритм позволяет получить группы деталей, имеющие так называемые *зоны перекрытия*, в которые входят объекты, относящиеся более чем к одной группе. Наличие этих зон имеет двоякое значение. С одной стороны это способствует увеличению гибкости планирования в конкретных производственных условиях, с другой стороны замедляет процесс формирования окончательного состава рабочих групп деталей. Для избежания зон перекрытия рекомендуется выполнить следующие операции:

- определить центры группирования;
- все объекты, входящие в зоны перекрытия отнести к подмножеству с ближайшим центром группирования.

Реализация алгоритма группирования деталей, основанного на сортировке рассмотренных выше признаков группирования позволит значительно увеличить размеры групп деталей для обработки на станках с ЧПУ по общей инструментальной наладке.

Литература

1. Митрофанов С.П. Групповая технология машиностроительного производства в 2т. Т.2 - Л.: Машиностроение, 1983-376с.
2. Применение ЭВМ в технологической подготовке серийного производства/ С.П. Митрофанов, Ю.А. Гульнов, Д.Д. Кулик и др. – М., Машиностроение, 1981. – 287с., ил.

Рецензент д.т.н., проф. Ковалевский С.В.(ДГМА)

УДК 621.833, 621.78

А.А.Клочко, Е.В.Мироненко, В.А.Овчаренко, В.Г.Белых, Ю.А.Клочко
Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ТОЧНОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ РЕЕК.

The reference directions of technological forecasting of maintenance of an exactitude of manufacturing of gear racks are considered. As the basic yardstick of technological forecasting the existence of a technological heredity is established) both at fulfilment final and after preliminary operations. The conditions of maintenance of a demanded exactitude of gear racks by fulfilment of heat treatment in "fastened" a state are indicated. Illustrations 6. The bibliography – 3.

Исследование путей улучшения качества поверхности и точности обработки зубчатых реек с целью повышения эксплуатационных свойств, как правило, ограничивается рассмотрением методов и условий осуществления последних финишных операций, завершающих технологический процесс обработки изделий, например для зубчатых реек: плоскошлифовальных и рейкообрабатывающих операций (рейкофрезерной, зубодолбежной или рейкошевинговальной). Влияние результатов предшествующих операций технологического цикла на геометрические отклонения параметров готовых деталей, износостойкость, контактную жесткость, усталостную прочность, абразивный износ зубьев реек, пластические деформации зубьев практически полностью исключалось.

В результате проведенных исследований и в подтверждение основных научных направлений в работах П.И.Ящерицына, Э.В.Рыжова, В.И.Аверченкова [1, 2] установлено существование технологической наследственности как при выполнении окончательных так и после предварительных операций. При обработке зубчатых реек модулем до 20 мм потеря точности формы деталей наблюдалась после выполнения предварительной механической операции создания рабочих базовых плоскостей и стабилизирующих термических операций перед окончательным формообразованием поверхности зубьев реек. Важную роль в технологической наследственности играют условия выполнения термической операции зубчатых реек.

Зубчатые рейки, работающие с значительными контактными напряжениями (где допускаемые контактные напряжения $\sigma_{\text{НВ}}=470\text{МПа}$), должны иметь плотное однородное строение металла (макроструктуру). В нем должны быть предельно низкое содержание неметаллических включений и минимальная карбидная неоднородность.

В подтверждение проявления технологической наследственности, может служить явление геометрического копирования исходных погрешностей формы зубчатых реек. Так, если, на предыдущей операции деталь имела отклонение от плоскостности и неперпендикулярности базовых плоскостей, а также непараллельность плоскостей, то и на последующей операции получится отклонение от плоскостности и неперпендикулярности базовых плоскостей, а также непараллельность плоскостей, только меньшей величины. При выполнении ряда операций форма и размеры детали все больше и больше уточняются, но исходные погрешности в какой-то степени копируются на всех операциях. Это копирование геометрических погрешностей объясняется наличием упругих отжатий в системе станок-приспособление-инструмент-деталь и вследствие тепловых явлений. Это объясняется перераспределением внутренних напряжений,

созданных неравномерным теплообразованием при срезании различного по величине припуска с поверхности детали и способа термической обработки нежестких зубчатых реек.

При обработке зубчатых реек под технологической наследственностью подразумевается явление переноса свойств обрабатываемой детали от предшествующих операций к последующим, которое в дальнейшем сказывается на эксплуатационных качествах реечных зубчатых передач и узлов машин. При этом изменение эксплуатационных свойств определяется методами и режимами, применяемыми на отдельных операциях термической и механической обработки, видом и состоянием режущего инструмента, условиями охлаждения, размерами операционных припусков, последовательностью и содержанием операций технологического процесса в целом и конечных свойств обработанных поверхностей зубчатых реек. Наименьшие отклонения от геометрических погрешностей параметров точности получают у реек, которые проходили термостабилизацию в “заневоленном” состоянии - отклонение от плоскостности смежных базовых поверхностей $f = 0,05$ мм на длине рейки. У реек после термостабилизации в вертикальном положении $f = 0,22$ мм, в свободном горизонтальном положении на поддоне в печи $f = 0,50$ мм. Определенный интерес представляет исследование влияния отдельных операций на конечное состояние поверхности детали. В технологической цепочке существуют как бы своего рода “барьеры”. Некоторые факторы преодолеть эти “барьеры” не могут, и в таком случае их влияние на конечные свойства обработанных поверхностей отсутствует. Другие факторы такие “барьеры” проходят, но при этом значительно теряют свою исходную силу и влияют на конечные свойства очень слабо.

Самыми существенными “барьерами” служат термические операции (например, нормализация заготовки, термостабилизация после предварительного формообразования поверхности зубьев реек перед финишными операциями механической обработки) и процесс окончательного образования рабочих поверхностей зубьев реек, способствующий появлению наклепа обрабатываемой поверхности [2].

Рассмотрим влияние операций термостабилизации зубчатых реек в “заневоленном” состоянии как “барьера” для ослабления воздействия отрицательных факторов технологической наследственности [2]. Основной эффект состоит в том, что при изменении объема заготовки, т.е. деформации, при действии температуры изменение формы, коробление, которое связано с неравномерностью тепловых и структурных изменений по сечению изделия выравнивается. Охлаждение детали осуществляется также в “заневоленном” состоянии. При этом происходит перераспределение и стабилизация остаточных напряжений.

Как показали экспериментальные исследования, величина остаточного коробления после термостабилизации зубчатых реек в “заневоленном” состоянии $f_{\text{ост}} = (10-20)\% f_{\text{перв}}$ (таблица 1) и процесс термостабилизации в “заневоленном” состоянии является наиболее предпочтительным.

Из сказанного видно, что как положительные, так и отрицательные факторы появляются и угасают на различных стадиях технологического процесса. Другими словами, продолжительность действия отдельных факторов технологической наследственности различна. Конечные свойства обработанной поверхности будут определяться тем, сколько отрицательных факторов пройдет через весь комплекс операций, вплоть до готовой детали и насколько они будут подавлены, или нейтрализованы по-

ложительными факторами. Следовательно, при проектировании технологических процессов необходимо вводить такие операции, которые создавали бы больше препятствий прохождению к финишной операции отрицательных факторов.

Таблица.

Сечение рейки ВхН, мм.	Длина рейки, мм.	Степень точности по ГОСТ 10242-81	Величина коробления, мм		
			перед термостабилизацией $f_{\text{прв.}}$	после термостабилизации в свободном состоянии $f_{\text{ост.}*}$	после термостабилизации в "заневоленном" состоянии, $f_{\text{ост.}}$
до 40x40	до 300	6В	0,5	0,6	0,05
до 40x60	до 400	7В	0,8	0,9	0,08
до 60x80	до 600	8В-9В	1,1	1,4	0,10
До 80x120	до 800	8В-9В	1,5	1,8	0,12

С целью уменьшения деформации термостабилизацию рейки осуществляют в "заневоленном" состоянии, зажатой между двумя чугунными плитами.

При нагревании зубчатой рейки на ΔT из-за наличия зубьев (рисунок 1) происходит неравномерная деформация рейки по ее длине.

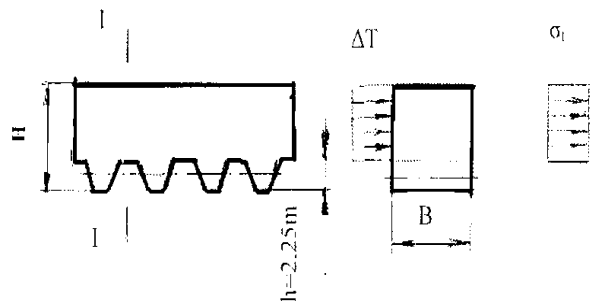


Рисунок 1 - Распределение температуры по высоте зубчатой рейки

Считаем, что по высоте сечения рейки I-I происходит равномерный нагрев ΔT , от которого возникает относительное продольное удлинение ϵ_l

$$\epsilon_l = \alpha \Delta T, \quad (1)$$

где α – коэффициент линейного расширения.

Эти деформации вызывают температурные напряжения σ_l :

$$\sigma_l = \epsilon_l \cdot E = \alpha \cdot \Delta T \cdot E, \quad (2)$$

где E – модуль упругости материала рейки.

Изгибающий момент от этих напряжений:

$$M_x = \sigma_l (H - 2,25m) \cdot \left(\frac{H}{2} - \frac{[H - 2,25m]}{2} \right) \cdot B = 0,5 \alpha \Delta T E \cdot (H - 2,25m) \cdot 2,25m \cdot B, \quad (3)$$

где H, B – соответственно высота и ширина зубчатой рейки; $2,25m$ – высота зуба рейки; m – модуль зубчатого зацепления.

Из сопротивления материалов [3] известна зависимость между изгибающим моментом M_x и кривизной ρ :

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M_x}{E \cdot I_x}$$

откуда

$$\frac{1}{\rho} = 0,5 \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot E \cdot (H - 2,25m) \cdot 2,25m \cdot B \cdot \frac{1 \cdot 12}{E \cdot B \cdot H^3} = 6 \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot \frac{(H - 2,25m) \cdot 2,25m}{H^3}. \quad (4)$$

Теперь выразим радиус кривизны рейки ρ через допустимую величину деформации $f_{\Delta T}$, принимая ее за прогиб. Из рисунка 2 имеем: $AO^2 = AC^2 + CO^2$,

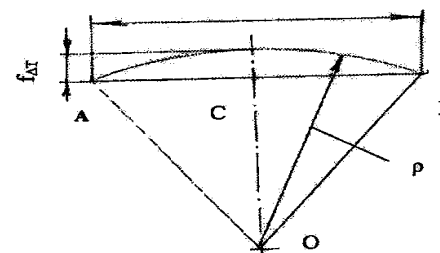


Рисунок 2 - Изогнутая ось зубчатой рейки

подставляя значения имеем:

$$\rho^2 = \left(\frac{l}{2} \right)^2 + (\rho - f_{\Delta T})^2.$$

После преобразования

$$\rho^2 = \frac{l^2}{4} + \rho^2 + 2 \cdot \rho \cdot f_{\Delta T} + f_{\Delta T}^2.$$

Пренебрегая $f_{\Delta T}$ как малой величиной более высокого порядка, получим:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{8 \cdot f_{\Delta T}}{l^2}. \quad (5)$$

Приравняв (4) и (5) имеем:

$$\frac{8 \cdot f_{\Delta T}}{l^2} = 6 \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot \frac{(H - 2,25m) \cdot 2,25m}{H^3}$$

Откуда:

$$f_{\Delta T} = 0,75 \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot \frac{(H - 2,25m) \cdot 2,25m}{H^3} \cdot l^3.$$

При термообработке в "заневоленном" состоянии на рейку действует нагрузка как на балку при упругом состоянии. В первом приближении можем считать, что имеем промежуточное положение между схемами 1 и 2 (рисунок 3):

Для схемы 1 (рис.5) максимальный прогиб $f_{\Delta T}$ от силы P равен:

$$f_{\Delta T} = \frac{P \cdot l^3}{48 \cdot E \cdot I_x}, \quad \text{откуда} \quad P = \frac{48 \cdot E \cdot I_x}{l^3} \cdot f_{\Delta T}.$$

$$P = \frac{48 \cdot E \cdot B \cdot H^3}{l^3 \cdot 12} \cdot 0,75 \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot \frac{(H - 2,25 \cdot m) \cdot 2,25 \cdot m \cdot l^2}{H^3} =$$

$$= 3 \cdot \frac{B \cdot (H - 2,25 \cdot m) \cdot 2,25 \cdot m}{l} \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot E. \quad (6)$$

Для схемы 2 (рис.5) максимальный прогиб $f_{\Delta T}$ от силы P будет:

$$f_{\Delta T} = \frac{5 \cdot q \cdot l^4}{384 \cdot E \cdot I_x} = \frac{5 \cdot P \cdot l^3}{384 \cdot E \cdot I_x}, \quad \text{откуда} \quad P = \frac{384 \cdot E \cdot I_x}{5 \cdot l^3} \cdot f_{\Delta T}$$

$$P = \frac{384 \cdot E \cdot B \cdot H^3}{l^3 \cdot 12} \cdot 0,75 \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot \frac{(H - 2,25 \cdot m) \cdot 2,25 \cdot m \cdot l^2}{H^3} =$$

$$= 4,8 \cdot \frac{B \cdot (H - 2,25 \cdot m) \cdot 2,25 \cdot m}{l} \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot E. \quad (7)$$

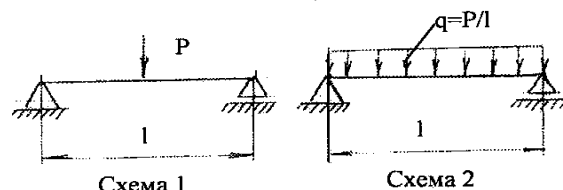


Рисунок 3 - Схемы действия сил на зубчатую рейку при термообработке в «заневоленном» состоянии

Действительная величина силы P находится в промежутке между значениями, вычисленными по формулам (6) и (7) методом интерполяции. С целью эффективной эксплуатации процесса термостабилизации в «заневоленном» состоянии в приспособление устанавливают по две рейки в каждый паз. Такая установка реек позволяет соблюдать условия техники безопасности и удобство в обслуживании.

При установке в приспособление по две рейки допускается рассчитывать усилие «защемления» - P_{Σ} по схеме 2 с учетом:

$$P_{\Sigma} = k \cdot 4,8 \cdot \frac{B \cdot (H - 2,25 \cdot m) \cdot 2,25 \cdot m}{l} \cdot \alpha \cdot \Delta T, \quad (8)$$

где k – количество зубчатых реек, одновременно проходящих термостабилизацию в «заневоленном» состоянии.

Так для зубчатых реек, приведенных в таблице, усилие «защемления» - P_{Σ} , для получения заданной допустимой величины деформации $-f_{\Delta T}$ можно определить из графика рисунок 4.

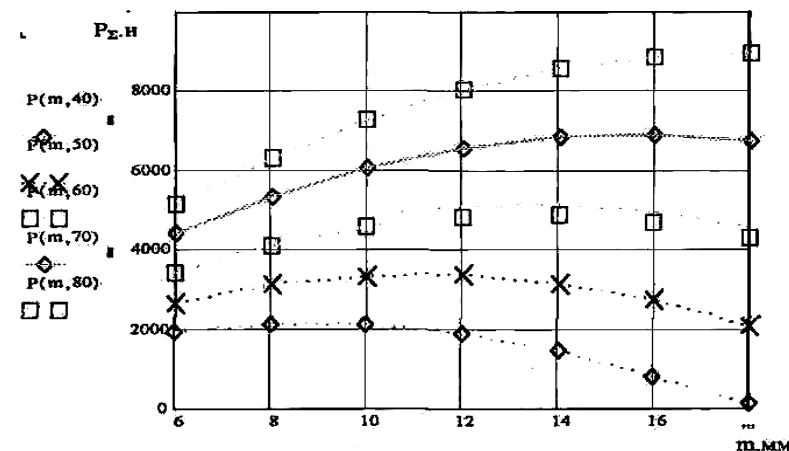


Рисунок 4 - Изменение силы «защемления» P_{Σ} в зависимости от геометрических параметров зубчатой рейки при длине рейки $l=800$ мм, ширине $B=60$ мм, высоте $H=40 \dots 80$ мм, материал рейки сталь 45

Например, для зубчатой рейки модулем $m=12$ мм в количестве 2 шт., длиной $l=800$ мм, шириной $B=60$ мм с изменением высоты рейки H от 40 до 80 мм усилие «защемления» P_{Σ} изменяется от 2000 Н до 8000 Н, для модуля $m=18$ мм от минимума до 9000 Н. Таким образом, в производственных условиях целесообразно классифицировать зубчатые рейки на три типоразмера и термостабилизацию производить в трех приспособлениях с учетом усилия «защемления», что обеспечит максимальное использование технологического оборудования с получением требуемого качества геометрических параметров реек.

Литература

1. Рыжов Э.В., Аверченков В.И. О возможности управления технологической наследственностью. В сб. «Проблемы технологичности конструкций изделий машиностроения», вып. II. Брянск, 1974.
2. Ящерицын П.И., Рыжов Э.В., Аверченков В.И. Технологическая наследственность в машиностроении. Мн., «Наука и техника», 1977, 256 с.
3. Степин П.А. Сопrotивление материалов: Учебник для вузов. – 6 – е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. Школа, 1979. – 312 с.

Рецензент: д.т.н., проф. Н.И.Зиновьев (ДГМА)

УДК 621.9.08(083)

А. Ф.Еникеев, А. В.Разживин, О. В.Субботин, Л. Н.Щербак

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

О ПОВЫШЕНИИ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ

The control system of speed of cross submission of a grinding circle allowing is offered to raise productivity of technological process of processing of details

Технологический процесс алмазного шлифования широко применяется в современном машиностроении при обработке материалов групп ВК, ТК и других. Эффективность этого процесса может быть повышена на 20÷30% путем управления скоростью поперечной подачи шлифовального круга [1].

Техническую реализацию системы управления скоростью поперечной подачи рассмотрим на примере заточного станка ЗВ624. Алгоритм функционирования этой системы будем строить исходя из следующих требований:

- обеспечения заданных показателей качества обработанных поверхностей;
- достижения максимально возможной производительности обработки.

С учетом этих требований стоит задача: построение такого рабочего цикла поперечной подачи, при котором имеет место минимальное время обработки детали с сохранением заданных показателей качества поверхности. Однако, шлифование деталей с максимально возможной скоростью съема металла ограничено величиной упругих деформаций системы СПИД. Экспериментально установлено [1], что рассматриваемый процесс удовлетворительно протекает при величинах упругих деформаций системы СПИД не превышающих 0,011 мм. Такие значения упругих деформаций имеют место при скорости поперечной подачи $V_{\text{поп. м}}=1,42$ мм/мин. На рис. 1 область ограничений (область А), накладываемых на технологический процесс допустимыми значениями упругих деформаций, заштрихована.

Условия проведенного эксперимента следующие: обрабатываемый материал ВК-8; скорость вращения круга $V_k=21$ м/с; тип круга АПП АС6 100/80-М1-100%, размером 40/16/6; площадь контакта заготовки и шлифовального круга $S_k \approx 1,2 \cdot 10^{-4}$ м².

Другая область ограничений, накладываемых на технологический процесс алмазного шлифования, определяется глубиной прижогов поверхностей обработанных деталей. Ширина этой зоны также зависит от скорости поперечной подачи шлифовального круга. Для рассматриваемого технологического процесса эта зона так же отмечена на рис. 1 (область Б).

При соблюдении указанных ограничений технологический процесс алмазного шлифования протекает удовлетворительно, если алгоритм управления скоростью поперечной подачи соответствует кривой $V=f(h)$ (см. рис. 1). Для получения максимальной производительности обработки и исключения прижогов поверхностей эта кривая должна проходить по границам областей ограничений. Аналитический алгоритм управления поперечной подачей можно записать в следующем виде

$$V_{\text{поп}} = V_{\text{поп. м}} \quad \text{при } h_n > h > h_k$$

$$V_{\text{поп}} = V_{\text{поп. м}} + \frac{V_{\text{поп. м}} - V_{\text{поп. к}}}{h_k} h \quad \text{при } h_k > h > 0,$$

где h_n и h_k – начальный и критический припуски обрабатываемой детали, мм; $V_{\text{поп. к}}$ – скорость поперечной подачи в конце обработки, мм/мин.

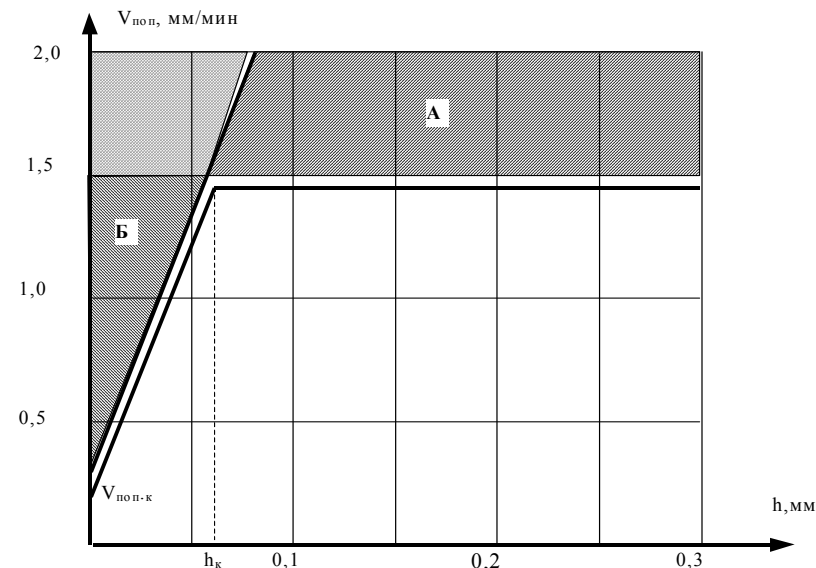


Рисунок 1 – Алгоритм управления поперечной подачей заточного станка ЗВ624

Условие достижения заданных показателей качества обработанных поверхностей также накладывает ограничения на ход технологического процесса шлифования. С целью выявления закономерностей этих ограничений были выполнены экспериментальные исследования. На рисунке 2 представлены кривые $V_{\text{поп}}=f(h)$, полученные для различных значений высоты микронеровностей обработанных поверхностей $R_z=2,0; 3,0$ и $4,0$ мкм. Из анализа экспериментальных кривых видно, что ограничения, накладываемые на ход процесса шлифования показателем высоты микронеровностей обработанной поверхности, можно описать безразмерным коэффициентом a_1 . Ошибка такого представления не превышает 5%. Следовательно, аналитически алгоритм управления поперечной подачей заточного станка модели ЗВ624 можно записать в виде

$$V_{\text{пр}} = a_1 \cdot V_{\text{поп. м}} \quad \text{при } h_n > h > h_k$$

$$V_{\text{пр}} = a_1 \left[V_{\text{поп. к}} + (V_{\text{поп. м}} - V_{\text{поп. к}}) \frac{h}{h_k} \right] \quad \text{при } h_k > h > 0,$$

где $a_1 = 1,0; 1,18; 1,38$ соответственно для $R_z = 2,0; 3,0; 4,0$.

С целью облегчения технической реализации системы управления поперечной подачей полученный алгоритм ее работы удобно представить в виде изменения величины припуска во времени $h = f(t)$. Время работы станка на участке интенсивного съема

ма металла с предельно допустимой скоростью можно оценить по следующему выражению

$$T_1 = \frac{h_H - h_K}{V_{\text{поп.м}}}$$

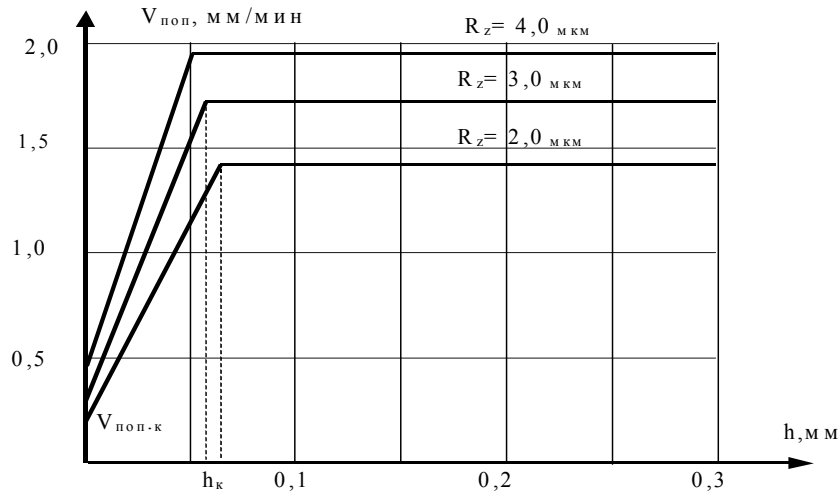


Рисунок 2 – Семейство граничных алгоритмов управления продольной подачей заточного станка 3В624

Текущий припуск на этом участке изменяется по линейному закону

$$h = h_H - V_{\text{поп.м}} \cdot t$$

Время работы станка на участке критического съема припуска, в общем, виде можно описать выражением

$$T_2 = \int_0^{h_i} \frac{dh}{V_{\text{поп}}(h)}$$

следовательно, при линейном законе снижения скорости поперечной подачи имеем

$$T_2 = \frac{h_K}{V_{\text{поп.м}} - V_{\text{поп.к}}} \ln \frac{V_{\text{поп.м}}}{V_{\text{поп.к}}}$$

Текущий припуск на втором участке изменяется по следующему закону

$$h = h_K - V_{\text{поп.м}} t + \frac{(V_{\text{поп.м}} - V_{\text{поп.к}})^2}{2h_K \ln \frac{V_{\text{поп.м}}}{V_{\text{поп.к}}}} t^2$$

Таким образом, окончательно алгоритм управления поперечной подачей заточного станка модели 3В624 можно записать в следующем виде

$$h = h_H - V_{\text{поп.м}} a_1 t \quad \text{при } h_H > h > h_K$$

$$h = h_K - a_1 V_{\text{поп.м}} t + \frac{a_1 (V_{\text{поп.м}} - V_{\text{поп.к}})^2}{2 \cdot h_K \ln \frac{V_{\text{поп.м}}}{V_{\text{поп.к}}}} t^2 \quad \text{при } h_K > h > 0.$$

На рисунке 3 представлена временная диаграмма управления скоростью поперечной подачи заточного станка 3В624. Техническая реализация полученной временной диаграммы может быть выполнена с помощью контроллера АТ89С2051 и тиристорного преобразователя. Преобразователь, регулируя напряжение питания на двигателе привода поперечной подачи, изменяет ее скорость.

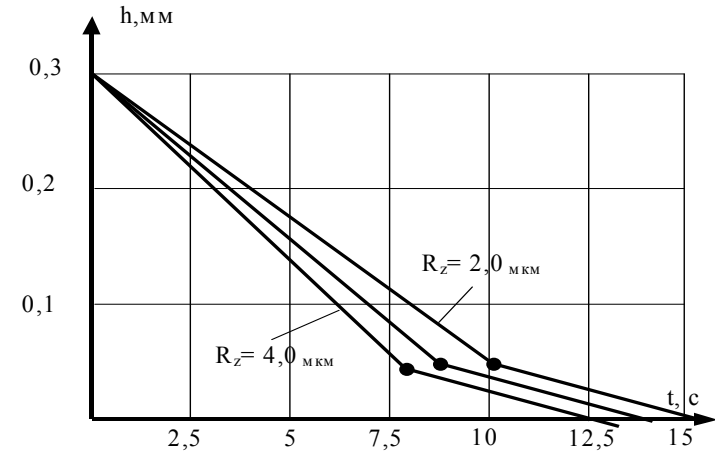


Рисунок 3 – Временная диаграмма управления поперечной подачей заточного станка модели 3В624

Таким образом, аппаратная реализация системы управления позволила сократить время обработки одной детали на 32%. Так, например, для рассматриваемого случая время обработки заготовки из твердого сплава ВК-8 составляет 22,4с, а при использовании разработанной системы составило 15,1с при величине микронеровностей $R_z=2,0\text{мкм}$.

Литература

1. Рыбинский В.А. Алмазное шлифование твердых сплавов. – К.: Наукова думка, 1980. –224 с.

Рецензент: к.т.н., с.н.с. Гузенко В.С.(ДГМА)

Раздел 7

Конструкции металлорежущего оборудования и инструментов

УДК 621.9.06

В.Б.Струтинский, В.Д.Ковалев

Национальный технический университет Украины «КПИ», г. Киев,
Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЙ В ЗАДАЧАХ МОДЕЛИРОВАНИЯ РАБОЧИХ ПРОЦЕССОВ ДЛЯ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ОПОР СТАНКОВ

Boundary conditions are considered for tasks of modeling of hydraulic bearing units of machine tools. Definition of boundary conditions is conducted for different modes of operation of a support, including emergency. It allows raising reliability of the machine tool as a whole.

Надежность технологической системы во многом зависит от адекватности и точности математических моделей и расчетных методик, по которым определяются эксплуатационные характеристики элементов системы.

От опорных узлов станка зависят показатели технологической системы по точности обработки и долговечности. Гидравлические опоры, работающие в жидкостном режиме трения, позволяют радикально повысить работоспособность станка по всем основным критериям.

Моделирование работы гидравлической опоры станка сводится к решению краевой задачи, описываемой дифференциальными уравнениями течения вязкой жидкости между деформируемыми поверхностями произвольной формы, совершающими взаимное относительное перемещение [1]. Дифференциальное уравнение эллиптического типа с соответствующими граничными условиями позволяет определить распределение давлений между поверхностями и образует первую краевую задачу математической физики – задачу Дирихле [2].

На основании проведенного безразмерного анализа уравнений, описывающих закономерности течения вязкой несжимаемой жидкости, записанных в ортогональной криволинейной системе координат и представленных в проекциях вектора скорости, можно перейти к системе, которая в размерных величинах запишется как:

$$\frac{1}{H_1} \cdot \frac{\partial p}{\partial q_1} = \mu \frac{\partial^2 V_1}{\partial q_{\Delta 3}^2}; \tag{1}$$

$$\frac{1}{H_2} \cdot \frac{\partial p}{\partial q_2} = \mu \frac{\partial^2 V_2}{\partial q_{\Delta 3}^2};$$

$$\frac{\partial p}{\partial q_{\Delta 3}} = 0;$$

$$\frac{\partial}{\partial q_1}(V_1 H_2 H_3) + \frac{\partial}{\partial q_2}(V_2 H_1 H_3) + \frac{\partial}{\partial q_3}(V_3 H_1 H_2) = 0, \tag{2}$$

При этом, как видно, в системе уравнений (1) отсутствуют как члены, учитывающие квадратичные силы инерции, так и второстепенные слагаемые, обусловленные вязкостью – в исходных уравнениях отброшены слагаемые более высокого порядка малости по сравнению с единицей

Равенство нулю градиента давления по толщине слоя смазочного материала позволяет проинтегрировать первое и второе уравнения системы (1) по « $q_{\Delta 3}$ »:

$$\frac{1}{2\mu H_1} \frac{\partial p}{\partial q_1} q_{\Delta 3}^2 = V_1 + C'_1 q_{\Delta 3} + C'_2;$$

$$\frac{1}{2\mu H_2} \frac{\partial p}{\partial q_2} q_{\Delta 3}^2 = V_2 + C''_1 q_{\Delta 3} + C''_2. \tag{3}$$

Используя условия прилипания смазочного материала к поверхностям скольжения, ограничивающим его, граничные условия для скоростей V_1 и V_2 , соответственно в направлении координатных осей q_1 и q_2 , можно записать как

$$V_1=0; V_2=0 \text{ при } q_{\Delta 3}=0;$$

$$V_1=U; V_2=0 \text{ при } q_{\Delta 3}=h. \tag{4}$$

Используя граничные условия (4) на основании уравнения (3) найдем

$$V_1 = \frac{1}{2\mu H_1} \frac{\partial p}{\partial q_1} (q_{\Delta 3}^2 - q_{\Delta 3}h) + \frac{Uq_{\Delta 3}}{h};$$

$$V_2 = \frac{1}{2\mu H_2} \frac{\partial p}{\partial q_2} (q_{\Delta 3}^2 - q_{\Delta 3}h). \tag{5}$$

Граничные условия при этом, в общем случае, полагают давление на границах исследуемой области равным нулю $\bar{p} |_{\Gamma_0} = 0$, а на границах источников (камер подвода смазочного материала) равным его величине в них $\bar{p} |_{\Gamma_j} = \bar{p}_j$, причем последняя определяется в процессе решения из условия баланса расходов смазочного материала, поступающего в камеру из системы питания и вытекающего из нее в исследуемую область (рисунок 1).

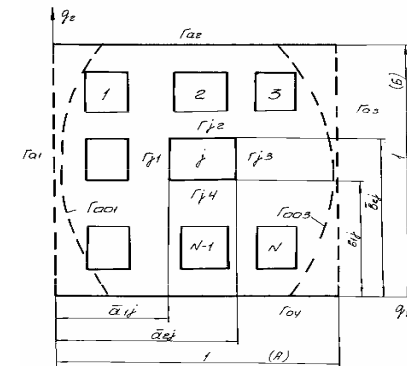


Рисунок 1 - К определению граничных условий.

Камеры заданных размеров и форм, выполненные на рабочей поверхности опоры в исследуемой области (если таковые имеются), являются источниками поступления в исследуемую область смазочного материала. В гидростатических опорах смазочный материал в камеру поступает из системы питания и из слоя, разделяющего сопрягаемые поверхности, от других камер опоры. В опорах гидродинамического типа смазочный материал в камеру поступает только из слоя смазки. В опорах гидростатодинамического типа смазочный материал в камеру поступает из системы питания и из слоя между поверхностями опор, как за счет явлений, возникающих в нем от гидродинамического эффекта, так и за счет явлений, обусловленных гидростатическим эффектом от других камер опоры.

Баланс расходов смазочного материала через камеру для определения давления в ней \bar{p}_j будет выглядеть как равенство количества смазочного материала, поступающего в камеру и вытекающего из нее. Смазочный материал поступает в рассматриваемую камеру из системы питания через соответствующий компенсатор и из слоя смазочного материала, разделяющего сопрягаемые поверхности. Суммарный поток смазочного материала через границу камеры определяется как разность расходов поступающего в камеру из слоя и вытекающего из камеры в исследуемую область. Направление суммарного потока определяется из количественного соотношения этих расходов.

Объемный расход смазочного материала через площадку S , нормально расположенную к его потоку, движущемуся со скоростью U , в общем случае, определяется как

$$Q = \iint_S U_n dS, \quad (6)$$

где n – исследуемое направление;
 S – площадь нормального к потоку сечения;
 U_n – скорость потока в рассматриваемом направлении.

Суммарный расход смазочного материала через границы рассматриваемой камеры согласно уравнениям скоростей (5) может быть определен как:

$$Q_{\Gamma \text{ камеры опоры}} = \frac{h_0^3}{\mu} p^* K_{Q_{\Gamma \text{ камеры опоры}}}, \quad (7)$$

где $K_{Q_{\Gamma \text{ камеры опоры}}}$ – безразмерный коэффициент, характеризующий количество смазочного материала, протекающего через границу рассматриваемой камеры.

Количество смазочного материала попадающего в камеру из системы питания будет равно расходу $Q_{\text{дросселя}}$ через соответствующий гидравлический компенсатор, установленный между камерой и системой питания.

Переходя к безразмерным величинам, получим:

$$\begin{aligned} \frac{12\mu Q_{\text{дросселя}}}{p^* h_0^3} &= \frac{DB}{CA} \int_{\bar{q}_1}^{\bar{b}_{2j}} \left(-\frac{\bar{h}^3}{\bar{H}_1} \frac{\partial \bar{p}}{\partial \bar{q}_1} + M\bar{h}H_1 \right) \Big|_{\bar{q}_1=\bar{a}_{1j}} \bar{H}_2 d\bar{q}_2 + \\ &+ \frac{DB}{CA} \int_{\bar{q}_1}^{\bar{b}_{2j}} \left(-\frac{\bar{h}^3}{\bar{H}_1} \frac{\partial \bar{p}}{\partial \bar{q}_1} + M\bar{h}H_1 \right) \Big|_{\bar{q}_1=\bar{a}_{2j}} \bar{H}_2 d\bar{q}_2 + \frac{AC}{DB} \int_{\bar{q}_2}^{\bar{a}_{2j}} \frac{\bar{h}^3}{\bar{H}_2} \frac{\partial \bar{p}}{\partial \bar{q}_2} \Big|_{\bar{q}_2=\bar{b}_{1j}} \bar{H}_1 d\bar{q}_1 + \\ &+ \frac{AC}{DB} \int_{\bar{q}_2}^{\bar{a}_{2j}} \frac{\bar{h}^3}{\bar{H}_2} \frac{\partial \bar{p}}{\partial \bar{q}_2} \Big|_{\bar{q}_2=\bar{b}_{1j}} \bar{H}_1 d\bar{q}_1 = K_{Q_{\Gamma \text{ камеры опоры}}}. \end{aligned}$$

Следовательно, условия неразрывности потока смазочного материала через каждую из j камер опоры и связанный с этой камерой компенсатор описываются совокупностью уравнений вида

$$\begin{aligned} \oint_{\Gamma_j} \bar{Q}_j d\Gamma_j &= K_{Q_{\text{ком } j}} \cdot \bar{Q}_{\text{ком } j} = (\Omega + 1) K_{Q_{\text{камеры опоры } j}} = \frac{1}{1-M} K_{Q_{\text{камеры опоры } j}}; \\ K_{Q_{\text{камеры опоры } j}} &= \oint_{\Gamma_j} \bar{Q}_j d\Gamma_j = (1-M) K_{Q_{\text{ком } j}} \cdot \bar{Q}_{\text{ком } j}, \end{aligned} \quad (8)$$

где значения безразмерных параметров $K_{Q_{\text{ком } j}}$ и расходных характеристик $\bar{Q}_{\text{ком}}$ зависят от типа компенсатора.

Записывая уравнения (7) для всех камер опоры, получим систему уравнений в безразмерном виде:

$$\left. \begin{aligned} \oint_{\Gamma_1} \bar{Q}_1 d\Gamma_1 &= (1-M) K_{Q_{\text{ком } 1}} \cdot \bar{Q}_{\text{ком } 1} \\ \oint_{\Gamma_j} \bar{Q}_j d\Gamma_j &= (1-M) K_{Q_{\text{ком } j}} \cdot \bar{Q}_{\text{ком } j}, \\ \oint_{\Gamma_N} \bar{Q}_N d\Gamma_N &= (1-M) K_{Q_{\text{ком } N}} \cdot \bar{Q}_{\text{ком } N}, \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Система (9) решается в процессе решения исходного дифференциального уравнения для нахождения давлений в камерах \bar{p}_j . Уравнения системы в общем случае нелинейны. Ее решение отыскивается методом последовательных приближений расходных характеристик, то есть итерационного достижения равенства расходов смазочного материала поступающего в камеру и вытекающего из нее при последовательном подборе на каждой следующей итерации величин безразмерного давления \bar{p}_j .

Для камер, в которых избыточное давление генерируется только за поступление смазочного материала из зазора между взаимосопрягаемыми поверхностями, суммарный поток смазочного материала через границу камеры равен нулю, так как не из системы питания, не в нее смазочный материал не попадает. Следовательно, для отключенных по тем или иным причинам камер в системе (9) будут иметь место следующие уравнения:

$$K_{Q_{\text{камеры опоры } j}} = \oint_{\Gamma_j} \bar{Q}_j d\Gamma_j = 0. \quad (10)$$

Решаются эти уравнения также путем последовательного подбора величин безразмерного давления \bar{p}_j для итерационного отыскивания равенства нулю расхода смазочного материала, поступающего в камеру и вытекающего из нее.

В тех случаях, когда в исследуемой области камеры отсутствуют, т.е. рассматриваются опоры гидродинамического типа, граничные условия претерпевают существенные изменения, обусловленные спецификой явлений, имеющих место в тонких слоях смазочного материала. На границах исследуемой области величина давления принимается $\bar{p}|_{\Gamma_0} = 0$, а по входной Γ_{003} и выходной Γ_{001} границам области избыточных давлений (в пределах рассматриваемой области) задается согласно следующим условиям:

$$\bar{p}|_{\Gamma_{00j}} = 0; \quad \left. \frac{\partial \bar{p}}{\partial q_1} \right|_{\Gamma_{00j}} = 0 \quad (j=1;3), \quad (11)$$

причем, положение самих границ Γ_{001} и Γ_{003} определяется из этих же условий в процессе реализации краевой задачи. Таким образом, в этом случае имеют место граничные условия второго рода.

И, наконец, третий вариант, когда давление в камерах по тем или иным причинам равно атмосферному давлению, т.е. смазочный материал в них есть, но избыточное (высокое) давление отсутствует. Такая ситуация возможна, если засорена система питания, или вышел из строя насос высокого давления и т.д. В этом случае граничные условия, как и в предыдущих двух, рассмотренных выше, полагают давление на границах исследуемой области и на границах источников (камер) равным нулю $\bar{p}|_{\Gamma_0} = \bar{p}|_{\Gamma_j} = 0$. Входная же Γ_{003} и выходная Γ_{001} границы зоны избыточных давлений не известны и определяются в процессе решения из условия:

$$\bar{p}|_{\Gamma_{00j}} = \left. \frac{\partial \bar{p}}{\partial q_1} \right|_{\Gamma_{00j}} = 0 \quad (j=1 \text{ и } 3). \quad (12)$$

Рассмотрение последнего варианта позволяет прогнозировать несущую способность гидростатодинамической опоры при $p_c \approx 0$, т.е. в случае, если она работает в гидродинамическом режиме, что позволяет при проектировании назначить камеры соответствующих размеров, таким образом, что работа опоры окажется возможной даже при аварии, конечно, непродолжительной.

Таким образом, появляется возможность анализировать работоспособность опорных узлов при аварийных режимах и предпринимать необходимые изменения конструкции, что повышает надежность станка.

Литература:

1. Ковалев В.Д. математические модели работы станочных опор жидкостного трения на основе совместного решения задач гидродинамики и теории упругости // вестник национального технического университета украины «киевский политехнический институт». Машиностроение. - К.: - вып. 38. -2000.-т1.-с98-102.

2. Ковалев В.Д. Общий алгоритм расчетов и исследований опор жидкостного трения // Трение и износ.-1997.-Т.18.-№6.-С.750-760.

Рецензент: д.т.н., Доц.. Тарасов А.Ф.(ДГМА)

УДК 621.9

В.А.Рогов, Г.Г.Позняк

Российский университет дружбы народов, Москва, Россия

УСТРОЙСТВА ДЛЯ СТРУЖКОДРОБЛЕНИЯ ПРИ МЕХАНООБРАБОТКЕ

A method is presented for optimized selection of insert type of single-point tools for turning operations. The method is based on application of both algorithmic and nonalgorithmic approaches to selection of toolholders and inserts from the database of ISO systems for tool holders and insert specifications. The method is aimed on application in CAPP of turning operations.

В настоящее время существуют два основных способа дробления стружки при механической обработке на станке: за счет конструкции самой режущей пластины или за счет применения специального накладного стружколома.

В первом случае наиболее распространены режущие пластины, имеющие на виде в плане ординарные канавки, которые имеют постоянный профиль в сечении вдоль режущей кромки [1].

При использовании таких пластин на универсальных станках при работе в широком диапазоне подач и глубин резания такая конструкция не обеспечивает гарантированного дробления стружки.

Существуют и более сложные конструкции режущих пластин с двойными и тройными канавками, с ориентированными в направлении от вершины вдоль лезвия, канавками с перемычками, выступами, впадинами и др.

Перечисленные конструкции режущих пластин имеют существенные недостатки:

- выемки, канавки и выступы у вершины значительно снижают прочность режущей пластины и могут быть использованы только при условиях обработки с малыми силами резания;

- канавки, выполненные на режущей пластине в виде стружколома создают вибрации при резании, раскачивая пластину, жесткость закрепления которой во многих конструкциях резцов недостаточная. Разделение стружки на сегменты происходит с сильными вибрациями. Стружка наползает на стружколом, закручивается и ломается. Во время слома происходит скачек силы. В результате этого резец в процессе резания быстро изнашивается, значительно снижается качество обработки;

- неудачное сочетание свойств обрабатываемого материала, режимов резания, количества и формы канавок приводит к их забиванию, появлению на них нароста, пропадает эффект износостойкого покрытия, и стабильность дробления стружки резко снижается.

В ряде случаев механической обработки приходится использовать специальные способы дробления стружки, основанные на периодическом отводе инструмента из зоны резания, периодическом останове суппорта, изменении режимов резания, предварительном нанесении на обрабатываемой заготовке канавок. Эти способы имеют еще большие недостатки: растет износ деталей кинематической цепи станка, снижаются точность обработки и производительность.

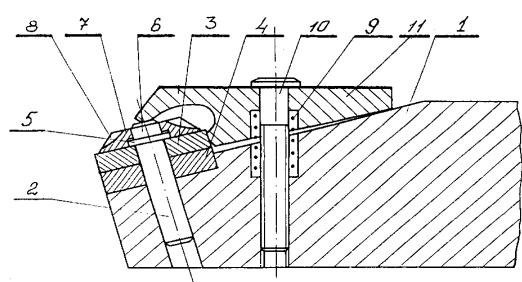


Рис. 1

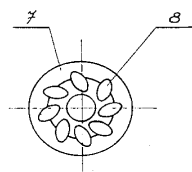


Рис. 2

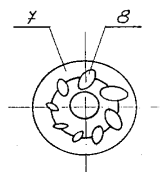


Рис. 3

Рисунок 1.

Возможность вращения установлен стружколом 7 в виде диска с центральным отверстием и наклонной рабочей поверхностью, на которой выполнены выборки 8. Узел крепления в виде подпружиненного пружиной 9 на болте 10 прихвата 11 взаимодействует с торцом штифта 2.

В процессе резания стружка попадает на одну из выборок 8 стружколома 7, завивается и поворачивает его. Под сход стружки попадает наклонная рабочая поверхность стружколома 7 и крутизна “закручивания” стружки изменяется. Наличие выступов и выемок создает на стружке зоны неоднородного упрочнения в виде ребер жесткости. При этом стружка ломается. Снова тангенциальное усилие заставляет стружколом 7 поворачиваться, в результате чего постоянно происходит надлом стружки. Эффективность работы увеличивается, если выборки 8 имеют разные размеры и шаг расположения.

Лабораторные исследования показали, что данный стружколом позволяет ломать стружку без ударов и вибраций режущей пластины. Износ верхней части 6 штифта 2 незначителен и легко выдерживает работу нескольких комплектов режущих пластин (более 50). В качестве материала для изготовления стружколома 7 использовался твердый сплав ВК8В.

Конструкция второго резца представлена на рисунке 2.

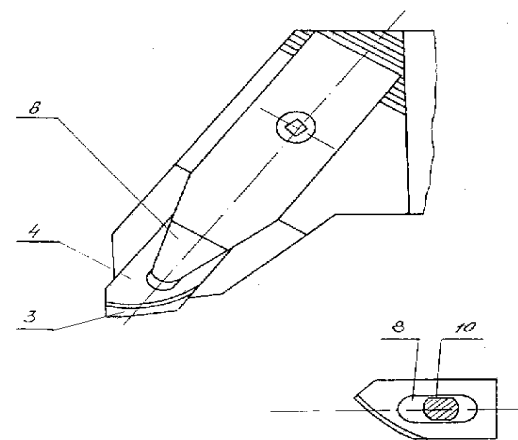
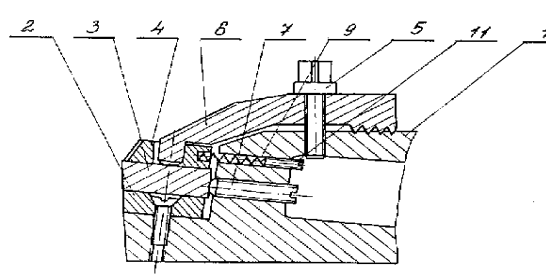


Рисунок 2.

Резец содержит державку 1, на которой установлены опорная 2, режущая 3 пластины и стружколом 4. Болтом 5 фиксируется механизм крепления режущей пластины 3 в виде прихвата 6 и регулировочного винта 7. Стружколом 4 выполнен с продольным пазом 8 и подпружинен пружиной 9 относительно державки 1 реза с возможностью возвратно-поступательно-го перемещения вдоль оси головки реза. Рабочая часть 10 прихвата 6 размещена в пазу 8 стружколома 4 и может взаимодействовать с ним в его крайних положениях. Усилие пружины 9 регулируется винтом 11. В процессе резания стружка начинает смещать стружколом 4, сжимая пружину 9. Когда создается достаточное усилие - стружка ломается. Стружколом возвращается в исходное

положение, на него набегает новая стружка и процесс повторяется. В зависимости от обрабатываемого материала и режимов резания усилие пружины 9 можно регулировать винтом 11, устанавливая момент слома стружки. В результате слом стружки происходит без ударов за счет упругого перемещения стружколома. Конструкция стружколома позволяет ломать стружку как при работе с малыми, так и большими глубинами резания. В качестве материала стружколома использовалась сталь Р6М3. Экспериментальные исследования резцов при точении различных по обрабатываемости материалов показали, что стружкодробление успешно осуществляется вне зависимости от угла схода стружки, величины износа передней поверхности и размеров лунки износа. С увеличением режимов обработки, горизонтальная составляющая силы резания действующая на стружколом увеличивается. Однако обе конструкции позволяют производить завивку, сход и дробление стружки без ощутимых вибраций, что позволяет использовать такие резцы для чистового точения.

Для резания специальных труднообрабатываемых сплавов была разработана стационарная установка для стружкодробления [4], представленная на рисунке 3.

УДК 621. 941. 025

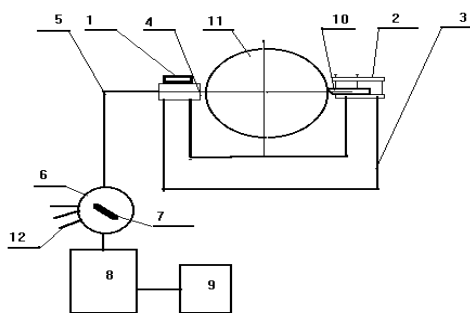


Рисунок 3.

имеет выходы 12 для подключения к другим станкам.

Генератором 9 устанавливают время и амплитуду излучения источника 8 (технического лазера), которое коммутатором 6 распределяется по подводящим участкам 5 световодов и через рабочие участки 4 световодов подается на поверхность детали 11, где остаются риски упрочнения или отпуска металла. При точении эти места являются концентраторами напряжения и в них происходит надлом стружки. Рабочий участок 4 световода устанавливается под углом 90° к обрабатываемой поверхности и соединяется с подводящим участком 5 световода посредством оптического разъема. Генератор 9 позволяет изменять интенсивность и время импульсов, чтобы не возбуждать колебания системы близкие к резонансным. Наличие большого числа выходов 12 коммутатора 6 позволяют одну установку использовать сразу для нескольких станков. Конструкция позволяет практически не зависимо от параметров обрабатываемого материала, режимов резания и параметров инструмента задавать оптимальную длину сегментов стружки.

Устройство обладает высокой надежностью, производительностью и может быть использовано при обработке любых по свойствам и обрабатываемости материалов.

Литература

1. Хаев Г.Л., Гах В.М., Гузенко В.С. и др. Сборный твердосплавный инструмент. М.: Машиностроение, 1989, - 256с.
2. Рогов В.А. Резец. Патент России № 2087267 опубл. 20.08.97, бюлл. № 23.
3. Рогов В.А. Резец. Патент России № 2087266, опубл. 20.08.97, бюлл. № 23.
4. Позняк Г.Г., Рогов В.А. Стружкодробитель. Патент России № 2009763, опубл. 30.03.94, бюлл. № 6.

Рецензент: к.т.н., с.н.с. Гузенко В.С.(ДГМА)

П.Г. Матюха, Ю.А. Гринёв

Донецкий государственный технический университет, г. Донецк, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ МОМЕНТОВ СИЛ ТРЕНИЯ МЕЖДУ ПОВОРОТНОЙ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТЬЮ И ДЕРЖАВКОЙ УНИВЕРСАЛЬНО-СБОРНОГО РЕЗЦА

In clause the mathematical model of unit of fastening of a cutting part of a universal-modular cutter with a rotary lining is described. The correctness of accounts is experimentally confirmed, factor of friction between units of a universal cutter is specified.

Современное машиностроение характеризуется высокой степенью гибкости в результате увеличения числа разнообразных конструкционных материалов, а также конфигураций деталей. Указанному характеру производства должно соответствовать и инструментальное обеспечение, позволяющее изменять геометрические и конструктивные параметры. Решить эту задачу можно с помощью универсально-сборного инструмента с механическим креплением многогранных неперетачиваемых пластин (МНП).

К такому режущему инструменту относится универсально-сборный резец (УСР) с поворотной режущей частью (рис. 1). УСР [1] состоит из державки 1, поворотной подкладки 2 с пружинным элементом, режущей пластины 3, штифта 4, зажимного элемента 5, винта 6 и гайки 7. Изменяя положение подкладки с режущей пластиной на угол ω можно устанавливать необходимые геометрические параметры в плане φ , φ' и φ_1 , φ_1' .

Применение УСР для черновой либо чистовой обработки зависит от сил закрепления поворотной подкладки на державке, которые при соответствующих режимах обработки

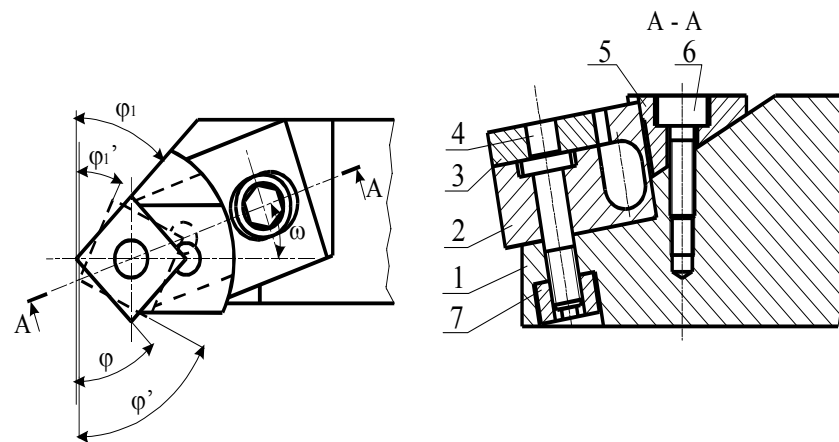


Рисунок 1 – Универсально-сборный резец с изменяемой геометрией в плане

должны обеспечивать необходимое положение режущей части относительно державки. Рассмотрим схемы нагружения поворотной подкладки и зажимного элемента в статике, т.е. без учета сил резания в процессе обработки, (рис. 2, рис. 3) при следующих допущениях:

- система является абсолютно жесткой (т.е. возможные деформации контактирующих деталей не учитываются);

- реакции на элементах определены из обеспечения условия базирования;

- упругость пружинного элемента в направлении действия силы закрепления W_3 не учитывается;

- в местах контакта опорной поверхности подкладки и державки и буртика штифта с подкладкой контактирование осуществляется по трем точкам, которые расположены на окружностях с радиусами соответственно R и R_2 и создают вписанные правильные треугольники.

На рисунках 2 и 3 используются следующие обозначения:

N_{1c} – статическая реакция штифта, возникающая в результате действия сил закрепления; N_{2c} – статическая реакция опорной поверхности; M_{cm} – проворачивающий момент; α – задний угол; Q_{us} – сила закрепления штифтом; W_3, W_3'' – составляющие силы закрепления W_3 ; R – плечо приложения реакций N_{2c} ; R_1 – радиус сектора подкладки; R_2 – радиус окружности, на которой находятся точки контакта буртика штифта с подкладкой; c – толщина режущей пластины; r – радиус головки штифта; b_1 – радиус вписанной окружности пластины; b – высота поворотной подкладки с МНП;

f_1, f_2, f_3, f_4 – коэффициенты трения; m и d – стандартные параметры МНП регламентированные ГОСТом; N_6 – нормальная реакция опорной поверхности;

F_6 – сила трения между опорной поверхностью зажимного элемента и державкой; R_6 – результирующая сил N_6 и F_6 ; P_6 – проекция силы R_6 на ось z ; W_6 – проекция силы R_6 на ось y ; φ_2, φ_3 – углы трения; Ψ – угол скоса державки под зажимной элемент; N_3 – нормальная реакция поворотной подкладки; F_3 – сила трения между зажимным элементом и поворотной подкладкой; R_3 – результирующая сил N_3 и F_3 .

Условия равновесия подкладки с пластиной описываются системой уравнений :

$$\begin{cases} \sum P_{yi} = 0; \\ \sum P_{zi} = 0; \\ \sum M_{zi} = 0; \end{cases} \quad (1)$$

а условия равновесия зажимного элемента – системой уравнений:

$$\begin{cases} \sum P_{y'i} = 0; \\ \sum P_{z'i} = 0; \end{cases} \quad (2)$$

Используя уравнения (1) и (2) определим допустимую величину момента сил трения M_{cm} при различных силах закрепления зажимным элементом и штифтом при условии равенства коэффициентов трения f, f_1, f_2, f_3, f_4 . Опуская преобразования, подробно изложенные в нашей работе [2], величину M_{cm} определим по формуле:

$$M_{cm} = W_3 [(fR + r + R_1) f \cos \alpha - fR \sin \alpha] + Q_{us} f (R + R_2); \quad (3)$$

Радиусы, на которых приложены реакции N_{2c} и реакции от силы Q_{us} , входящие в формулу (3), определяются по следующим зависимостям [3]:

$$R = 0,33 * \frac{d^3 - d_{us}^3}{d^2 - d_{us}^2}; \quad (4)$$

$$R_2 = 0,33 * \frac{d_6^3 - d_{us}^3}{d_6^2 - d_{us}^2}, \quad (5)$$

где d – вписанный диаметр пластины;

d_{us} – диаметр отверстия в подкладке под штифт;

d_6 – диаметр буртика штифта.

Значение Q_{us} определяется из условия отсутствия разрушения штифта на разрыв, срез резьбы и сминания буртика.

Допустимое усилие в стержне штифта из условия прочности на разрыв [4]:

$$Q_{up} \leq \frac{\pi d_{1us}^2 [\sigma_p]}{4}, \quad (6)$$

где d_{1us} – внутренний диаметр резьбы штифта;

$[\sigma_p]$ – допустимое напряжение растяжения;

Допустимое усилие в стержне штифта из условия прочности резьбы на срез [4]:

$$Q_{usc} \leq \pi D_1 [\tau_{cp}] H_z k k_m, \quad (7)$$

где D_1 – внешний диаметр резьбы гайки;

$[\tau_{cp}]$ – допустимое напряжение среза;

H_z – высота гайки;

k – коэффициент полноты резьбы;

k_m – коэффициент неравномерности нагружения;

Допустимое усилие в стержне штифта из условия прочности буртика на смятие [4]:

$$Q_{uscм} = \frac{\pi (d_6^2 - d_{us}^2) [\sigma_{см}]}{4}, \quad (8)$$

где $[\sigma_{см}]$ – допустимое напряжение смятия;

При закреплении поворотной подкладки с пластиной необходимо учитывать ограничение налагаемое условием среза штифта пластиной [4]

$$N_{1c} < \frac{\pi d_z^2 [\tau_{cp}]}{4}, \quad (9)$$

где d_z – диаметр головки штифта, а также допустимую силу закрепления $W_{3.0}$, которая вызовет в стержне штифта усилие выше допустимого (минимального Q_{us} из (6), (7), (8))

$$W_{3,д} = \frac{Q_{ш}b_1}{\sin \alpha(b_1 + R_1) + \cos \alpha[0,5c - f(b_1 + R_1)]}. \quad (10)$$

Для определения силы закрепления поворотной подкладки W_3 рассмотрим зажимной элемент в равновесии (см. рис. 3):

$$\sum P_{x'i} = 0; \quad P_6 + F_3 \cos \alpha - Q_6 = 0; \quad (11)$$

$$\sum P_{y'i} = 0; \quad W_3 - W_6 + Q_6 f - F_3 \sin \alpha = 0; \quad (12)$$

Выразим силу трения F_3 через силу закрепления W_3 , а составляющую силы $R_6 - P_6$ - через W_6 :

$$F_3 = \frac{W_3 \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_3)}{\cos \alpha}; \quad (13)$$

$$P_6 = \frac{W_6}{\operatorname{tg}(\psi - \varphi_2)}. \quad (14)$$

С учетом (12) сила W_6 :

$$W_6 = Q_6 f + W_3 [1 - \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_3) \operatorname{tg} \alpha] \quad (15)$$

Определим силу закрепления поворотной подкладки W_3 . Для этого преобразуем (11) с учетом (13), (14), (15):

$$W_3 = \frac{Q_6 [1 - f \operatorname{tg}(\psi - \varphi_2)]}{[1 - \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_3) \operatorname{tg} \alpha] c \operatorname{tg}(\psi - \varphi_2) + \operatorname{tg}(\alpha + \varphi_3)}. \quad (16)$$

Допустимую величину W_3 из условия прочности винта на растяжение можно найти подставив значение Q_6 из выражения [4]:

$$Q_6 = \frac{\pi d_{16}^2 [\sigma_p]}{4}, \quad (17)$$

где d_{16} – внутренний диаметр резьбы винта.

По разработанной программе, на ПЭВМ по уравнению (3) были рассчитаны статические моменты сил трения с использованием значения коэффициента трения $f = 0,15$ (табл. 1).

Для проверки адекватности предложенной математической модели узла крепления поворотной подкладки и уточнения значения коэффициента трения, рекомендации по величине которого весьма разнообразны ($f = 0,08 \div 0,12$ [3], $f = 0,1 \div 0,15$ [5], $f = 0,12 \div 0,18$ [6]), нами была проведена серия экспериментов с целью определения моментов при различных усилиях затяжки винта и штифта. Затяжка винта и штифта осуществлялась динамометрическими ключами с заданными усилиями. Режущая часть нагружалась динамометром через планку, надетую на поворотную подкладку, в результате чего создавался проворачивающий момент. Каждый опыт повторялся семь раз. Количество вариантов затяжки также равнялось семи. Результаты экспериментов были подвергнуты статистическому анализу. Оказалось, что выборочные дисперсии при каждом варианте закрепления являются однородными, что подтверждается сравнением дисперсий по критерию кохрана. Для оценки выборочной средней использовалась средневзвешенная дисперсия $s = 0,167$.

Таблица 1 - Величины теоретически рассчитанных (при различных значениях коэффициента трения f) и экспериментально определенных моментов сил трения в зависимости от силы затяжки винта и штифта

Вариант затяжки винта и штифта, Н	Расчетные моменты сил трения, Нм			Экспериментально определенный момент, Нм
	$f = 0,08$	$f = 0,10$	$f = 0,15$	
$Q_6 = 342 \quad Q_{ш} = 242$	0,6	0,71	0,95	$0,56^{\pm 0,05}$
$Q_6 = 684 \quad Q_{ш} = 484$	1,19	1,42	1,90	$1,11^{\pm 0,05}$
$Q_6 = 1026 \quad Q_{ш} = 26$	1,79	2,14	2,85	$1,81^{\pm 0,05}$
$Q_6 = 1368 \quad Q_{ш} = 68$	2,38	2,85	3,80	$2,41^{\pm 0,05}$
$Q_6 = 1710 \quad Q_{ш} = 1210$	2,98	3,56	4,75	$3,26^{\pm 0,05}$
$Q_6 = 2052 \quad Q_{ш} = 1452$	3,57	4,27	5,70	$3,80^{\pm 0,05}$
$Q_6 = 2394 \quad Q_{ш} = 1926$	4,17	4,98	6,65	$4,31^{\pm 0,05}$

Как показали исследования, теоретически рассчитанные значения моментов сил трения при $f = 0,08$ попадают в доверительный интервал на экспериментально определенные величины (см. табл. 1). Отклонение теоретических моментов сил трения от экспериментальных в большую сторону не превышает 3%, причем данное отклонение характерно для малых усилий затяжки штифта и винта, реализация которых на практике маловероятна.

Таким образом, проведенные исследования позволяют сделать следующие выводы:

- разработанная математическая модель узла крепления поворотной подкладки с МНП на державке УСР количественно и качественно отражает условия закрепления поворотной режущей части;
- в дальнейших расчетах необходимо использовать уточненный коэффициент сил трения $f = 0,08$;
- предложенная математическая модель является основой для определения подач, ограниченных проворотом режущей части на державке в процессе обработки.

Литература.

1. Патент України на винахід № 12364А. МКІ В23 В27/16. Універсально-збірний інструмент /Матюха П.Г. та ін.
2. Исследование условий закрепления поворотной подкладки с режущей пластиной на державке универсально-сборного реза /Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2000. Вып. 10. – 318 с.
3. Корсаков В.С. Основы конструирования приспособлений. М.: Машиностроение, 1983. – 277 с.
4. Решетов Д.Н. Детали машин. М.: Машиностроение, 1989. – 496 с.
5. Ансеров М.А. Приспособления для металлорежущих станков. –М. –Л.: Машиностроение, 1964. – 652 с.
6. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т.2 /Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с.

Рецензент: к.т.н., с.н.с. В.С.Гузенко(ДГМА)

В.Л.Федоров, В.А.Рогов, Г.Г.Позняк, О.В.Жедь
Российский университет дружбы народов, г. Москва, Россия

МОДЕЛИ ФОРМИРОВАНИЯ СТРУЖКИ И СТРУЖКОЛОМАНИЯ

The problems of support satisfactory under the form of a swaft in a wide range of conditions of cutting are considered, the mathematical models for optimization of modes of cutting linking conditions of cutting and form of a generatrix swaft are offered.

Проблема комплексной механизации и автоматизации процессов механической обработки, увеличение интенсивности съема металла путем увеличения уровня используемых скоростей резания и сечений среза, специфика обработки закаленных, высокопрочных и вязких материалов – все эти вопросы с остротой ставят в последние годы задачу обеспечения удовлетворительного стружкодробления в широком диапазоне условий резания. Сливная стружка, с большой скоростью выходящая из зоны резания, в целом ряде случаев является причиной травматизма, поломок инструментов, простоев оборудования, ухудшения качества обработанной поверхности и снижения производительности обработки. К этому следует добавить увеличение непроизводительных затрат, связанных со сложностью транспортировки путаной стружки из рабочей зоны и в пределах завода, а также с неэффективным использованием полезного объема подвижного состава при транспортировке стружки на металлургические предприятия. Если принять во внимание большой объем обработки резанием в современном производстве, становится очевидным, что государство несет огромные затраты, причиной которых является тот, на первый взгляд незначительный факт, что форма и размеры слоя металла, уже снятого с поверхности детали во время ее формирования, не являются “оптимальными” в некотором определенном смысле этого термина. Следует отметить, что для различных условий производства, в том числе и для разных видов оборудования, существуют свои критерии, по которым можно оценить степень оптимальности образующейся стружки. Однако, при оптимизации условий обработки, при разработке банков данных по режимам резания вопрос удовлетворительного стружкодробления в широком диапазоне условий приобретает существенное значение.

Несмотря на всю важность и относительную самостоятельность этой проблемы, при ее анализе нужно исходить из общих требований, предъявляемых к операциям механической обработки. При разработке технического процесса обычно стремятся обеспечить максимальную производительность при минимально возможной себестоимости и выполнении всех требований по качеству обрабатываемых изделий. С этих позиций цели исследования, определяющие направленность работ по стружколоманию, могут быть сформулированы с различной степенью детализации. Однако, в любом случае, для оптимизации режимов резания необходима математическая модель, связывающая условия резания с формой и размерами образующейся стружки. При разработке такой модели необходимо в первую очередь выявить критерий оценки, который бы однозначно и в полной мере описывал тот тип стружки, который характерен для конкретных условий обработки.

Во многих экспериментальных работах для оценки транспортабельности и дробимости стружки приводятся классификационные таблицы, включающие различные типы стружек, их размеры (иногда – объемный коэффициент) и относительные характеристики: желательная, удобная, неудобная, недопустимая и т.п. Такая таблица, примененная в настоящее время для визуальной оценки стружек, приведена на рисунке 1; типовые формы стружек были получены при точении стали 45. В этой таблице верхние два ряда (с № 1 по № 8 включительно) отнесены к желательным типам стружки. Сюда включены стружки в виде плоских и спиральных сегментов и полуколец, в т.ч. Соединенных друг с другом до суммарной длины 50 мм (2-3 сегмента), в также спирали длиной до 200 мм (№ 7). Третий ряд (с № 9 по № 12 включительно) составляют допустимые типы стружки: плоские спирали, винтовые спирали длиной до 50 мм и короткие стружки малого радиуса кривизны. Как правило, стружки этого ряда являются “фонтанирующими”, т.е. В процессе обработки они с большой скоростью различаются вверх и в стороны. Такие стружки могут представлять опасность для персонала, но при хорошо огороженной рабочей зоне образование таких стружек можно допустить. Последние два ряда (с № 13 по № 16 включительно) представляют собой нежелательные типы стружек: прямую и путаную ленты, а также спирали длиной более 200 мм.

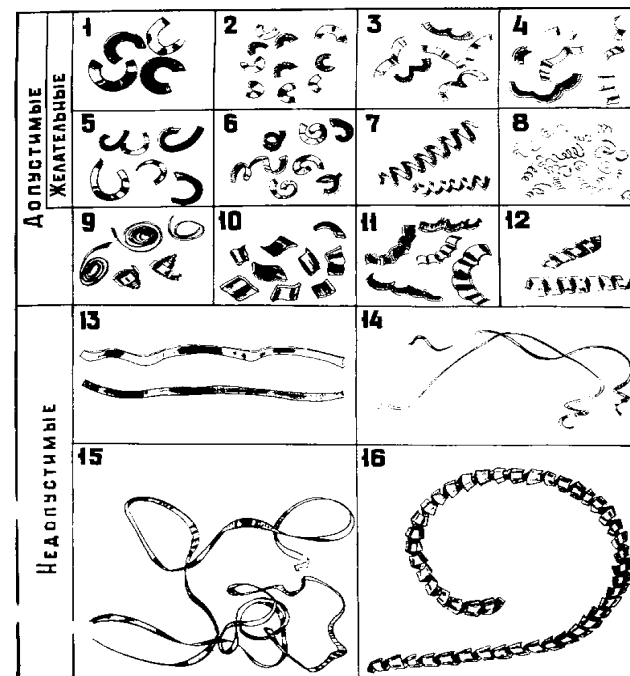


Рисунок 1- классификационная таблица типов стружек, образующихся при точении.

Предполагается, что такая классификация форм стружек на первом этапе поможет визуально оценивать процесс стружкообразования и затем связать форму стружки с некоторыми численными критериями.

В процессе резания температурные и контактные условия в зоне обработки не остаются постоянными. Происходит изнашивание контактных поверхностей, изменение механических и теплофизических свойств материалов с изменением температуры, при больших длинах прохода меняются технологическая жесткость, спектр колебаний и другие факторы, сопровождающие процесс резания.

Форма и размеры стружки, как внешнее отражение условий резания, должны быть чувствительны к этим изменениям. С целью экспериментальной проверки этого предположения были проведены опыты в условиях продольного точения стали 45 проходными резцами, оснащенными пластинами твердого сплава T15K6. Условия резания были приняты следующие: скорость 4,17 м/с, подача 0,6 мм/об, глубина резания 1,5 мм. В опытах регистрировали величину износа по задней поверхности, коэффициент усадки и тип образующейся стружки. Опыты повторены по 5 раз. Зависимости коэффициента усадки стружки и износа по задней поверхности для разных пластин идентичны в пределах разброса экспериментальных данных, поэтому на рис. 2, в качестве примера приведены типичные результаты для одной из пяти пластин. Отмечено, что при данных постоянных режимах резания за период стойкости пластины в процессе резания образуются три основных типа стружки: в течение времени примерно 20 минут от начала работы образуется путанная стружка, затем в течение 15 - 20 минут образуется стружка в виде сегментов, радиус которых постепенно уменьшается, и наконец стружка превращается в спиральную длиной около 1м. С течением времени уменьшаются диаметр и длина спиралей. В то же время, как видно из рисунка 2, коэффициент усадки стружки ξ практически не меняется.

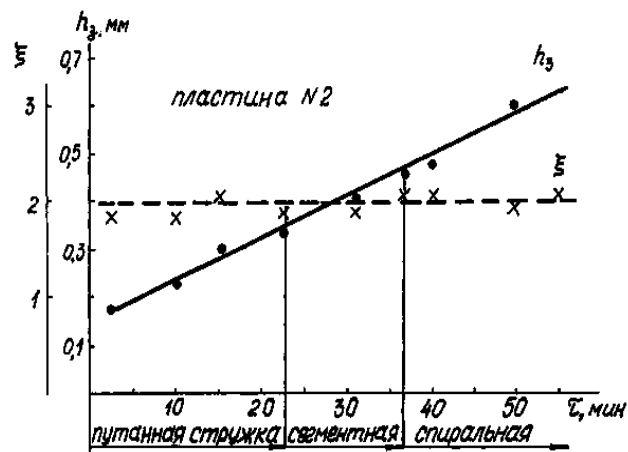


Рисунок 2 - Влияние времени резания на форму образующейся стружки

Изменение микротвердости в продольном и поперечном сечениях образцов стружек, взятых из одного реза, но имевших разную форму, также не выявило какого-либо различия в численных значениях микротвердости. Более того, коэффициент объемной деформации, рассчитанный для данных условий резания, имел величину, близкую к оптимальной. Таким образом, известные критерии оценки стружки: коэффициент усадки, распределение микротвердости и коэффициент объемной деформации оказались нечувствительными к различию форм стружки, образующихся при постоянных значениях режима резания в течение периода стойкости пластины.

Отметим, что в данных условиях обработки износ протекал не только по передней, но и по задней поверхности. В опытах использовались квадратные пластины с одинарной стружечной канавкой (форма 03114 120408-1). Поскольку на первом этапе резания образуется сливная путанная стружка, это говорит о том, что стружколомающая поверхность далеко не оптимальна. Однако, последовательный переход от путанной стружки к сегментной по мере износа передней поверхности позволяет сделать предположение о том, что по мере формирования лунки реальная стружколомающая поверхность приобретает более удовлетворительную форму. С течением времени резания износ увеличивается, и эта форма постоянно сохраняться не может. Таким образом, может иметь место какое-то компромиссное решение между удовлетворительным стружколоманием и удовлетворительной стойкостью в конкретных условиях резания.

Отмеченная связь между износом передней поверхности и формой образующейся стружки позволяет сделать предположение, что при резании пластиной с плоской передней поверхностью по мере ее износа будет профилироваться стружколомающая поверхность, постепенно приводящая к образованию все более удовлетворительной стружки. Таким образом, регистрируя через определенные промежутки времени профиль лунки износа и форму образующейся стружки можно определить такой профиль, который в данных условиях будет формировать желаемую форму стружки. Далее, описав математически топографию этой поверхности, можно получить исходное уравнение стружколомающей поверхности, которая обеспечит удовлетворительное стружколомание при этих условиях.

Для проверки этого предположения проведена серия опытов в условиях точения стали 45 квадратными пластинами твердого сплава t14к8 с плоской передней поверхностью (форма 03113 120412). Режимы резания: скорость 5,0 м/с, подача 0,2 мм/об, глубина резания 1,5 мм. Через определенные промежутки времени резания регистрировали профиль лунки износа с помощью установки на базе профилографа. Профиль регистрировали в двух взаимно-перпендикулярных направлениях с шагом 0,2 мм. По полученным ординатам строили геодезические кривые топографии лунки износа. Лунка износа увеличивается по мере работы резца, а ее центр смещается от режущей кромки. По своей форме лунка износа в первом приближении может быть описана поверхностью эллиптического параболоида, большая ось которого вытянута вдоль главной режущей кромки. На реальном профиле, кроме того, наблюдается изгиб оси в сторону вспомогательной режущей кромки, а также нарушения геометрии главной режущей кромки, вызванные износом задней поверхности и окислительным износом.

На рисунке 3 представлена топография лунки в виде геодезических кривых равной глубины для конечного состояния режущей пластины, при котором образуется сегментная стружка радиусом 2 мм, принятая в данном опыте за оптимальную. Из этого рисунка видно, что на стороне лунки, противоположащей главной режущей кромке, геодезические кривые располагаются более тесно. Это означает, что малая ось аппроксимирующего эллиптического параболоида должна быть наклонена в пространстве под некоторыми углами к координатным плоскостям.

Математически профиль лунки в конечном виде описывается уравнением поверхности эллиптического параболоида:

$$Z = 59,304X^2 - 73,173XY + 22,0494Y^2 + 3,780X - 1,813Y - 0,001 \quad (1)$$

При этом углы наклона оси фигуры составляют:

Угол наклона к оси $X = 0,790$ рад.;

Угол наклона к оси $Y = 1,357$ рад.;

Угол наклона к плоскости $XOY = 0,745$ рад.

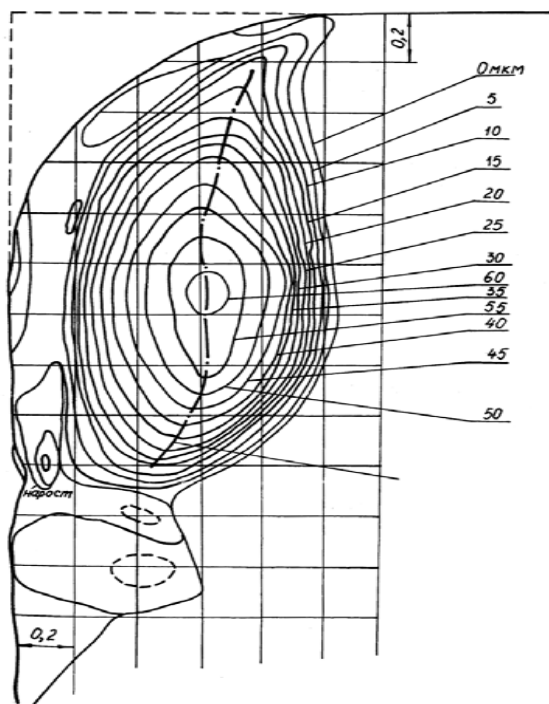


Рисунок 3 - Топография передней поверхности режущей пластины, обеспечивающая получение сегментной стружки

Приведенные результаты послужили базой для постановки исследований по самопрофилированию режущих пластин. Испытания проводились при точении стали 45 резцами, оснащенными пластинами 03113 120612, материал пластин – Т15К6, геометрия резца $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$, $\gamma = 6^\circ$. В каждом опыте при образовании на передней поверхности лунки износа, обеспечивающей устойчивое получение стружек с требуемой формой, процесс резания прекращался, и осуществлялась регистрация профилограммы лунки.

В исследовании

реализован трехуровневый план второго порядка [1].

Уровни варьирования факторов – в таблице 1.

Таблица 1 - Уровни варьирования факторов

Уровни факторы	t, мм	s, мм/об	v, м/с
Верхний уровень (+1)	3	0,5	6,0
Основной уровень (0)	2	0,3	4,66
Нижний уровень (-1)	1	0,1	3,33
Интервал варьирования	1	0,2	1,335

Реальный профиль лунки, соответствующий “оптимальной” форме стружки, аппроксимировался уравнением поверхности 2-го порядка:

$$C_{xx} (X')^2 + C_{xy} X' Y' + C_{yy} (Y')^2 + C_x X' + C_y Y' \quad (2)$$

Углы наклона оси OZ' симметрии профиля лунки:

$$\angle Z'O'X' = \alpha = C$$

$$\angle Z'O'Y' = \beta = C_\beta \quad (3)$$

В уравнениях (2) и (3): Z' , X' , Y' - координатные оси, причем начало координат расположено в точке, соответствующей максимальной глубине лунки износа, ось Y' направлена параллельно главной режущей кромке; ось X' - перпендикулярна оси Y' , а ось Z' перпендикулярна опорной поверхности режущей пластины.

При изменении режимов резания “оптимальный” профиль лунки, соответствующий стружкам удовлетворительных форм, может меняться. Это значит, что коэффициенты C_i в уравнениях (2) и (3) зависят от режимов резания. Или иначе – для каждого опыта матрицы плана эксперимента (табл. 1) реальная поверхность лунки аппроксимируется уравнениями типа (2) и (3) со своими, отличными для каждого n-го опыта, коэффициентами C_{ni} :

$$C_{nxx} (X')^2 + C_{nxy} X' Y' + C_{nyy} (Y')^2 + C_{nx} (X') + C_{ny} (Y') = Z$$

$$(\angle Z'O'X') \cdot n = \alpha_n = C_{n\alpha} \quad (4)$$

$$(\angle Z'O'Y') \cdot n = \beta_n = C_{n\beta}, \text{ где } n = 12.$$

Расчетные значения коэффициентов C_{ni} являются выходами матрицы плана эксперимента. Таким образом, первый этап обработки записей профиля “оптимальной” (для каждого из 11 опытов) заканчивается расчетом коэффициентов C_{ni} уравнений (4), аппроксимирующих реальные профили лунок износа.

Затем по известным входам (X_i) и выходам (C_{ni}) матрицы плана рассчитываются зависимости самих коэффициентов C_i (их кодированных значений X_1 , X_2 , и X_3) от элементов режима резания. Для этих зависимостей принята модель в виде:

$$C_i = B_{0i} + B_{11i} X_1^2 + B_{22i} + B_{33i} X_3^2 + B_{1i} X_1 + B_{2i} X_2 + B_{3i} X_3 + B_{12i} X_1 X_2 +$$

$$+ B_{13i} X_1 X_3 + B_{23i} X_2 X_3 \quad (5)$$

где C_i - коэффициенты уравнений (2) и (3).

Аппроксимация реальных поверхностей лунок износа (определение выходных параметров C_{ni} матрицы планирования) осуществлялось на ЭВМ. Расчетные значения этих коэффициентов для всех опытов сведены в табл. 3. Определение зависимостей коэффициентов C_i уравнений (2) и (3) от режимом резания также осуществлялось на ЭВМ.

Таблица 3 - Рассчитанные на ЭВМ значения коэффициентов C_{ni} (4)

№ опыта	C_{xx}	C_{xy}	C_{yy}	C_x	C_y	C_α	C_β
1	0,01310	-0,0027	00001	-1,1337	0,1638	0,2235	0,3948
2	,0220	-0,0199	0,0045	2,2683	-0,9441	0,9453	0,4750
3	-0,0030	0,0020	-0,0002	0,3900	-0,0118	0,6202	0,1308
4	-0,0232	0,0110	-0,0012	-2,6838	0,5155	0,4182	0,3805
5	-0,0238	0,0110	-0,0014	0,0853	-0,0029	0,5586	0,2861
6	20,0141	0,0093	-0,0015	1,2667	-0,4337	0,4424	0,7328
7	-0,1052	0,0414	-0,0039	-8,7660	1,3839	0,4636	0,2663
8	-0,0012	0,0008	-0,0001	0,3650	-0,1662	1,4877	0,4993
9	-0,0086	0,0085	-0,0021	0,5916	-0,2608	0,7854	0,3805
10	0,0011	-0,005	0,0001	0,8425	-0,1621	0,8622	0,1181
11	0,0139	-0,0065	0,0008	0,5214	-0,1155	1,1071	1,5208

В результате расчета для коэффициентов C_i модели (см. уравнения (2), (3), и (5)) получены следующие уравнения регрессии:

$$C_{xx} = 10^{-2} (-2,30 + 1,32X_1^2 - 2,10X_2^2 + 2,84X_3^2 + 0,48X_1 + 5,20X_2 + 0,48X_3 - 1,21X_1 X_2 - 6,73X_1 X_3 - 0,77X_2 X_3) \quad (6)$$

$$C_{xy} = 10^{-2} (1,11 - 0,54 X_1^2 + 0,56 X_2^2 - 1,15 X_3^2 - 0,08 X_1 - 2,03 X_2 - 0,45 X_3 + 1,10 X_1 X_2 + 2,92 X_1 X_3 - 0,12 X_2 X_3) \quad (7)$$

$$C_{yy} = 10^{-4} (-16,0 + 7,28 X_1^2 + 1,78 X_2^2 + 12 X_3^2 - 0,5 X_1 + 19,0 X_2 + 11,0 X_3 - 24,0 X_1 X_2 - 34,0 X_1 X_3 + 9,0 X_2 X_3) \quad (8)$$

$$C_x = -0,72 + 1,70 X_1^2 - 3,17 X_2^2 + 1,74 X_3^2 + 0,62 X_1 + 4,56 X_2 + 0,12 X_3 - 1,74 X_1 X_2 - 5,42 X_1 X_3 - 0,51 X_2 X_3 \quad (9)$$

$$C_y = 0,05 - 0,31 X_1^2 + 0,51 X_2^2 - 0,30 X_3^2 - 0,21 X_1 - 0,77 X_2 + 0,05 X_3 + 0,36 X_1 X_2 + 1,09 X_1 X_3 + 0,07 X_2 X_3 \quad (10)$$

$$C_\alpha = 0,95 - 0,40 X_1^2 + 0,07 X_2^2 - 0,08 X_3^2 - 0,06 X_1 + 0,51 X_2 + 0,04 X_3 - 0,27 X_1 X_2 - 0,54 X_1 X_3 + 0,19 X_2 X_3 \quad (11)$$

$$C_\beta = 0,74 - 0,03 X_1^2 - 0,16 X_2^2 - 0,29 X_3^2 + 0,22 X_1 + 0,12 X_2 - 0,13 X_3 + 0,17 X_1 X_2 - 0,21 X_1 X_3 - 0,14 X_2 X_3 \quad (12)$$

От уравнений (6) до (12) с помощью данных таблицы 3 можно перейти к уравнениям в реальных переменных (v, s, t), а подставив эти уравнения в уравнения (2) и (3), получим (для различных значений Z_i) уравнение поверхности лунки износа, связанное с режимами резания. Нетрудно представить, что конечное уравнение в общем виде очень сложно. Для частных случаев эти уравнения можно использовать следующим образом. Допустим, что для конкретных значений v, s, t (X_1, X_2, X_3) необходимо определить профиль лунки, обеспечивающий получение удовлетворительных стружек. Тогда для этих значений v, s, t (X_1, X_2, X_3) с помощью уравнений (6) ... (12) рассчитываются коэффициенты C_i ($i = xx, xy, yy$ и т.д.), затем эти значения подставляются в уравнения (2), (3), что позволяет получить математическое описание " оптимального " профиля лунки.

Выполним анализ полученных результатов. Влияние элементов режима резания на коэффициенты c_i уравнений (6) ... (12) иллюстрируется данными таблицы 4, из которой следует, что на оптимальный профиль лунки и углы наклона оси ее симметрии существенное влияние оказывает парное взаимодействие x_1, x_3 (v, t). С увеличением подачи (x_2) и глубины резания (x_3) увеличиваются коэффициенты c_{xx} и c_{yy} , что (см. (2)), при одной и той же глубине лунки ($z = const$), приводит к увеличению размеров ее профиля в координатах x, y . Влияние элементов режима резания на пространственную ориентацию оси симметрии профиля по отношению к координатным осям x и y - различно.

Таблица 4 - К влиянию элементов режима резания на коэффициенты c_i уравнений (6)...(12).

Коэффициент	Квадратичные члены	Линейные члены	Парные взаимодействия
C_{xx}	$X_3 \uparrow$	(t)	$X_2 \uparrow$ (s)
C_{xy}	$X_3 \downarrow$	(t)	$X_2 \downarrow$
C_{yy}	$X_3 \downarrow$		$X_2 \uparrow$
C_x	$X_2 \downarrow$	(s)	$X_2 \uparrow$
C_y	$X_2 \uparrow$		$X_2 \uparrow$
C_α	$X_1 \downarrow$	(v)	$X_2 \uparrow$
C_β	$X_3 \downarrow$		$X_1 \uparrow$
			$X_1 X_3 \downarrow$ (v, t)
			$X_1 X_3 \uparrow$
			$X_1 X_3 \downarrow$
			$X_1 X_3 \downarrow$
			$X_1 X_3 \downarrow$
			$X_1 X_3 \downarrow$
			$X_1 X_3 \downarrow$

Для более наглядного представления и практического использования результатов исследования, по тем же реализациям профиля лунок, по которым получены уравнения (6) ... (12), определены зависимости некоторых параметров (указанных на рисунке 4), характеризующих расположение и профиль лунок, от элементов режима резания:

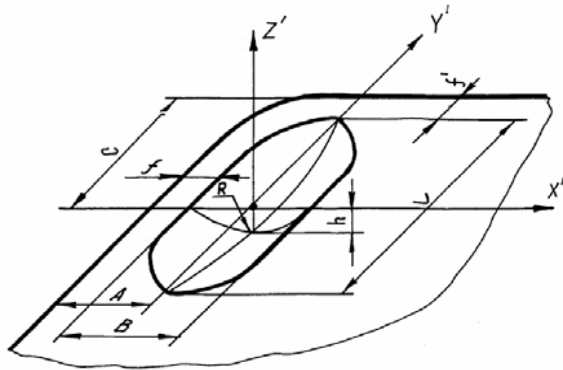


Рисунок 4 - параметры лунки, для которых определяются зависимости от режимов резания

- Для максимальной глубины (h) лунки:

$$Y(H) = 10^{-3} (23,91 + 10,11 X_1^2 + 17,61 X_2^2 - 4,90 X_3^2 + 5,0 X_1 + 17,5 X_2 + 10,0 X_3 - 23,75 X_1 X_2 - 33,75 X_1 X_3 + 1,87 X_2 X_3) \quad (13)$$

- Для максимальной длины l лунки, измеряемой в направлении главной режущей кромки:

$$Y(L) = 2,74 + 0,002 X_1^2 + 0,102 X_2^2 + 0,052 X_3^2 - 0,05 X_1 + 0,05 X_2 + 1,2 X_3 + 0,06 X_1 X_2 - 0,36 X_1 X_3 + 0,31 X_2 X_3 \quad (14)$$

- для максимальной ширины B лунки, измеряемой в направлении, нормальном к главной режущей кромке:

$$Y(B) = 0,64 - 0,13 X_1^2 + 0,10 X_2^2 - 0,024 X_3^2 + 0,125 X_1 + 0,35 X_2 + 0,125 X_3 - 0,19 X_1 X_2 - 0,512 X_1 X_3 + 0,212 X_2 X_3 \quad (15)$$

- для расстояния A центра лунки от главной режущей кромки:

$$Y(A) = 0,330 + 0,076 X_1^2 + 0,041 X_2^2 + 0,026 X_3^2 + 0,04 X_1 + 0,275 X_2 + 0,06 X_3 - 0,117 X_1 X_2 - 0,232 X_1 X_3 + 0,127 X_2 X_3 \quad (16)$$

- для расстояния C центра лунки от вспомогательной режущей кромки:

$$Y(C) = 1,743 - 0,054 X_1^2 - 0,054 X_2^2 + 0,021 X_3^2 - 0,075 X_1 + 0,075 X_2 + 0,75 X_3 - 0,237 X_1 X_2 - 0,262 X_1 X_3 + 0,1375 X_2 X_3 \quad (17)$$

- для радиуса R дна лунки (в сечении, нормальном к главной режущей кромки):

$$Y(R) = 2,26 - 0,11 X_1^2 - 0,59 X_2^2 + 0,47 X_3^2 + 0,385 X_1 + 0,865 X_2 - 0,385 X_3 + 0,67 X_1 X_2 - 0,98 X_1 X_3 + 0,245 X_2 X_3 \quad (18)$$

- для расстояния f лунки от главной режущей кромки:

$$Y(f) = 0,19 + 0,036 X_1^2 - 0,039 X_2^2 + 0,061 X_3^2 - 0,025 X_1 + 0,1 X_2 - 0,025 X_1 X_2 + 0,025 X_1 X_3 + 0,025 X_2 X_3 \quad (19)$$

- для расстояния f₁ лунки от вспомогательной режущей кромки:

$$Y(f_1) = 0,4 - 0,085 X_1^2 - 0,135 X_2^2 - 0,035 X_3^2 - 0,05 X_1 + 0,15 X_2 + 0,15 X_3 - 0,2 X_1 X_2 - 0,15 X_1 X_3 + 0,05 X_2 X_3 \quad (20)$$

- уравнениях (13) ... (20) размерность Yi [мм] .

Будем полагать, что уравнения (13) ... (20) описывают “ оптимальные ” лунки, обеспечивающие получение стружек требуемых форм и, исходя из этого, проследим за влиянием режимов резания на расположение и параметры подобных стружколомающих поверхностей.

Анализ уравнений (13) ... (20) позволяет сделать вывод с чрезвычайно сильным влиянием на выход моделей совместного взаимодействия $X_1, X_3 (v, t)$, что практически не учитывается ни в одной из работ, посвященных проблеме стружкообразования (в этом заключается недостаток методик, предусматривающих построение диаграмм удовлетворительного стружколомания в координатах “ t-s ”). Причем, в ряде случаев вклад этого парного взаимодействия в значения выходов моделей оказывается наиболее существенным. Значительное влияние на выходные значения моделей величин парных взаимодействий - отличительная черта изучаемого процесса, редко встречающаяся при анализе других вопросов теории обработки материалов резанием.

Скорость резания, с точки зрения квадратичных (X_1^2) и линейных членов, не оказывает доминирующего влияния ни на один из выходов моделей, но изменение скорости резания существенным образом изменяет выход моделей и эти изменения осуществляются через парные взаимодействия, прежде всего через взаимодействие $X_1, X_3 (v, t)$. На рис. 5 и 6 в качестве примера представлены поверхности отклика выходов модели для h и L в зависимости от элементов режима резания. Подобные поверхности отклика построены для всех геометрических параметров, выходящих в уравнения (13) ... (20). Большая кривизна поверхностей отклика затрудняет однозначный анализ влияния отдельных элементов режима резания, но в первом приближении можно сделать следующие выводы:

1. С увеличением подачи s (x_2) для удовлетворительного стружкодробления необходимо увеличить глубину h лунки, ее размеры (l, B), расстояния центра лунки от главной (A) и вспомогательной (C) режущих кромок; можно увеличить размеры упрочняющих фасок (f и f₁).
2. С увеличением глубины t (X_3) резания необходимо увеличить, прежде всего, длину l лунки и сместить ее центр от режущей кромки.

Уравнениям (13) ... (20) в кодированных переменных соответствуют следующие уравнения в реальных переменных:

- для максимальной глубины (h) лунки износа:

$$h = - 0,2 + 0,0057 v^2 + 0,045 s^2 - 0,049 t^2 + 0,028 v + 0,051 s + 0,119 t - 0,089 v s - 0,025 v t + 0,094 s t \quad (21)$$

- для максимальной длины (L) лунки износа, измеряемой в направлении главной режущей кромки:

$$L = - 0,368 + 0,001 v^2 + 2,55 s^2 + 0,052 t^2 + 0,424 v - 5,427 s + 1,784 t + 0,225 v s - 0,27 v t + 1,55 s t \quad (22)$$

- для максимальной ширины (B) лунки износа, измеряемой в направлении, нормальном к главной режущей кромке:

$$B = - 5,96 - 0,073 v^2 + 2,5 s^2 - 0,024 t^2 + 1,754 v + 1,446 s + 1,69 t -$$

$$- 0,712 v s - 0,383 v t + 1,06 s t \quad (23)$$

- для расстояния A центра лунки износа от главной режущей кромки:

$$A = - 0,871 + 0,043 v^2 + 2,5 s^2 + 0,026 t^2 + 0,112 v + 1,532 s + 0,575 t - 0,438 v s - 0,174 v t + 0,635 s t \quad (24)$$

- для расстояния C центра лунки износа от вспомогательной режущей кромки:

$$C = - 3,109 - 0,03 v^2 - 1,35 s^2 + 0,021 t^2 + 0,885 v + 4,442 s + 1,374 t - 0,888 v s - 0,196 v t + 0,69 s t \quad (25)$$

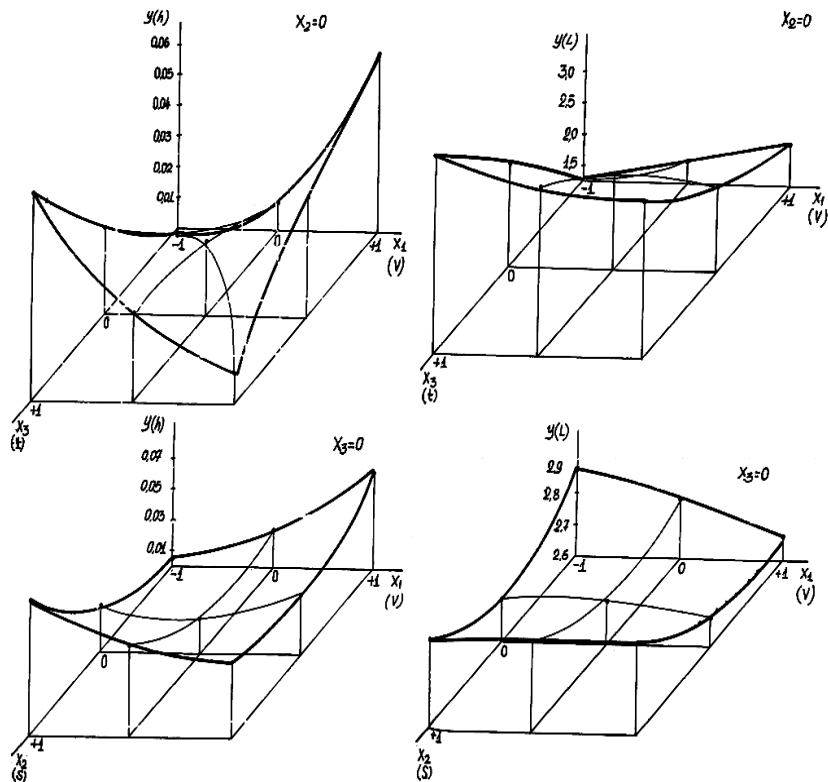


Рисунок 5 - К влиянию элементов режима резания (v, s, t) на глубину h лунки (поверхности отклика)

- для радиуса (R) дна лунки (в сечении, нормальном к главной режущей кромке):

$$R = - 3,0 - 0,062 v^2 - 14,75 s^2 + 0,47 t^2 + 1,579 v - 0,97 s + 0,789 t + 2,509 v s - 0,734 v t + 1,225 s t \quad (26)$$

- для расстояния (f) лунки от главной режущей кромки:

$$f = 0,842 + 0,02 v^2 - 0,975 s^2 + 0,061 t^2 - 0,216 v + 1,271 s - 0,369 t$$

$$- 0,094 v s + 0,091 v t + 0,125 s t \quad (27)$$

- для расстояния (f₁) лунки от вспомогательной режущей кромки

$$f_1 = -3,374 - 0,048 v^2 - 3,375 s^2 - 0,035 t^2 + 0,856 v + 5,766 s + 0,739 t - 0,749 v s - 0,112 v t + 0,25 s t \quad (28)$$

Представляется целесообразным сопоставить профили стандартной режущей пластины с двойной канавкой (03114 120408 , ГОСТ 19052 - 80) с результатами по “оптимальному” профилированию и математическому описанию передней поверхности. На рис. 7 изображены совмещенные профили указанной пластины и “оптимальной” лунки, обеспечивающей удовлетворительное дробление стружки в диапазоне подач 0,3 до 0,5 мм/об при глубине резания 2 мм и скорости резания 4,6 м/с. При этих условиях стандартная пластина также обеспечивала получение стружки желательных форм.

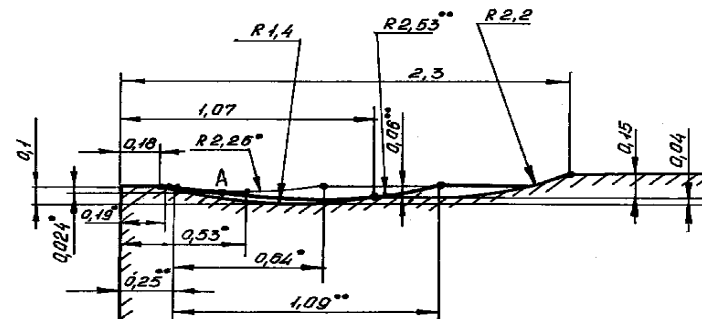


Рисунок 7 - Сравнение оптимальных профилей лунки с профилем стандартной режущей пластины 03114 120408 ГОСТ 19052-80

Из сравнения указанных профилей видно, что по своей форме и размерам они близки: фаска f составляет 0,18 мм для стандартной пластины и 0,1 мм – для “оптимальной”, глубина h = 0,06 мм. Соизмеримы по величине и радиусы дна канавок. Кроме того, можно отметить, что на “оптимальном” профиле переход от подачи 0,3 мм/об к 0,5 мм/об приводит к получению порошка (пересечения поверхностей лунок) в точке А, т.е. к образованию двойной канавки. Вероятно, что при более высоких значениях подачи (в диапазоне использования пластины 03114 120408) расчет по уравнениям (21) ... (28) приведет к получению “оптимального” профиля, характеризующегося большим соответствием размеров сравниваемых поверхностей по суммарной ширине канавки.

Разработанная методика профилирования, математического описания и расчета “оптимальной” стружколомающей поверхности может служить основой для инженерной методики расчета режимов резания с учетом удовлетворительного стружколомаания.

Литература

Бродский В.З. и др. Таблицы планов экспериментов для факторных и полиномиальных моделей . М. : Металлургия, 1982. – 752 с.

Рецензент: к.т.н., с.н.с. Мироненко Е.В. (ДГМА)

УДК 621.9

В.Ф.Шаповалов, В.С.Гузенко, С.А.ИвановЗАО «Новокраматорский машиностроительный завод», г. Краматорск, Украина
Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина**ИНСТРУМЕНТ ДЛЯ ЧИСТОВОЙ ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКИ ЗУБЬЕВ
ЗАКАЛЕННЫХ КОЛЕС МЕТОДОМ ПРЕРЫВИСТОГО ОБКАТА.***The tool for fair processing Sprockets by a method of a discontinuous rolling action.*

Увеличение твердости рабочих поверхностей зубьев зубчатых колес является одним из наиболее эффективных и актуальных на сегодняшний день путей повышения нагрузочной способности и долговечности зубчатых передач и редукторов при одновременном снижении их габаритов и массы. Результаты исследований свидетельствуют, что повышение твердости зубьев с 32 до 57 HRCэ позволяет вдвое уменьшить габариты редуктора и в 3 раза его массу.

Вместе с тем, существенное повышение твердости зубьев зубчатых колес резко увеличивает трудоемкость их изготовления, повышаются требования к жесткости зуборезного оборудования, стойкости инструмента, появляется потребность в дорогостоящих, но малопроизводительных зубошлифовальных станках и т.д. Если для зубчатых колес мелкого и среднего модуля ($m=5-10\text{мм}$) получить требуемые качественные характеристики зацепления можно путем применения химико-термической обработки и зубошлифования, то для крупномодульных колес ($m=12...36\text{мм}$), особенно косозубых с углом наклона зубьев свыше 10° и длиной зуба более 400мм, выполнение указанных операций многократно усложняется и далеко не всегда обеспечивает достижение поставленных целей по причине больших термических деформаций зубьев по направлению (0,8 – 1,8мм) и высокой трудоемкости операций зубошлифования. Кроме того, большое количество проходов при зубошлифовании и сьем больших припусков приводят к образованию на обработанной поверхности зубьев таких дефектов как прожоги и микротрещины.

С целью снижения трудоемкости и повышения качества закаленных колес используется предварительная под зубошлифование или окончательная лезвийная обработка закаленных зубьев различными зуборезными инструментами, оснащенными современными марками твердых сплавов, керамики и сверхтвердыми материалами [1,2].

При изготовлении крупномодульных зуборезных инструментов, например, червячных твердосплавных фрез традиционных схем резания, приходится иметь дело с режущими кромками сравнительно большой длины (30-85 мм), что усложняет процесс качественной пайки твердого сплава, последующую заточку и шлифовку зубьев, обеспечение необходимой точности инструмента и др.

Вопросы технологического обеспечения качества, точности и экономичности изготовления инструмента во многом тесно связаны с вопросами его конструирования и выбора метода обработки. Путем выбора оптимальной схемы резания и кинематики зубообработки можно существенно уменьшить длину главных режущих кромок, и, таким образом, осуществить возможность оснащения инструмента неперетачиваемы-

ми поворотными пластинками из керамики, сверхтвердых материалов, обеспечить необходимую точность изготовления и др.[2].

Для чистой зубообработки колес крупного модуля предложен метод прерывистого обката с использованием дисковых немодульных фрез [3,4].

Метод прерывистого обката используется на зубострогальных и зубошлифовальных станках и обладает тем преимуществом, что в момент рабочего хода инстру-

мента заготовка колеса совершает незначительный поворот, т.е. обработка протекает, по сравнению с методом обкатки, в более жестких условиях.

Кроме того, при этом методе, частота вращения инструмента не связана кинематически с частотой вращения заготовки, что позволяет использовать в качестве режущих материалов керамику и сверхтвердые материалы, т.е. увеличить скорость резания в 3-4 раза (до 5...8 м/сек) и обеспечить повышение производительности обработки при высоком качестве обработанной поверхности зубьев.

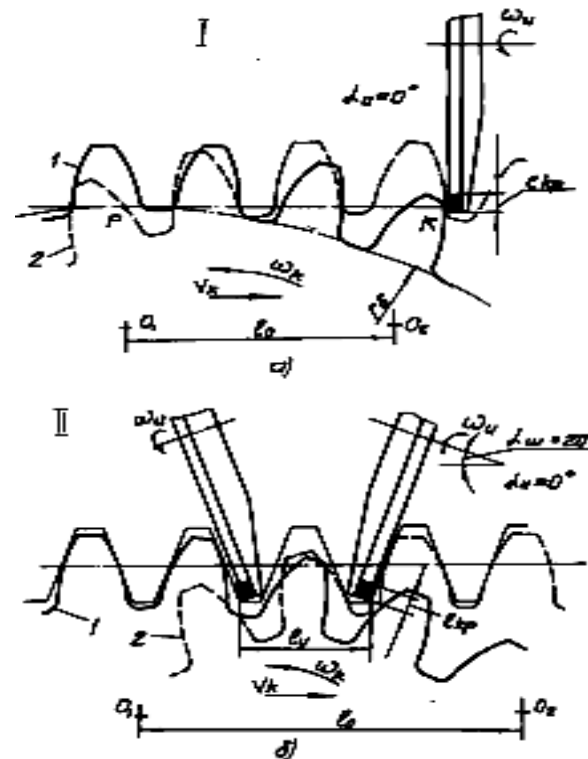


Рисунок 1.

ев. Увеличивается в 6-7 раз, по сравнению с обработкой червячной фрезой, и количество резов, профилирующих эвольвентную поверхность зубьев, что обеспечивает высокую точность их обработки и низкую шероховатость.

Для чистового зубофрезерования колес дисковыми немодульными фрезами предложены две основные схемы резания.

При схеме I (рисунок 1а) качестве станочной линии зацепления пары инструмент - деталь используется нормаль к эвольвентам РК, расположенная горизонтально.

Полная обработка обеих боковых поверхностей зубьев осуществляется при повороте колеса из положения 1 в положение 2. При этом линейное перемещение колеса или путь обката l_0 определяется отрезком прямой $O_1 O_2$ и может быть определен по следующей зависимости

$$l_{0I} = mZ_k \cos \alpha_0 (tg \alpha_a - tg \alpha_B) \quad (1)$$

где: m - модуль зубьев колеса; Z_k - число зубьев; α_a - угол профиля зубьев на окружности выступов; α_B - угол профиля зубьев на окружности нижних граничных точек эвольвент; α_0 - профильный угол исходного контура зубчатой рейки, $\alpha_0 = 20^\circ$.

Профильный угол зубьев инструмента - дисковой фрезы, близок к $\alpha_{II} = 20^\circ$. Фреза в первоначальный момент обработки расположена со смещением относительно оси колеса на расстоянии 1 см, определяемом по следующей зависимости

$$1 \text{ см} = r_b tg \alpha_a \quad (2)$$

где: r_b - радиус основной окружности зубьев.

Обработка правой и левой боковых поверхностей зубьев колеса осуществляется раздельно, т.е. обработка ведется за два прохода.

Схема резания II (рис 1б) предполагает одновременную обработку обеих боковых поверхностей зубьев колеса с использованием двух дисковых фрез, расположенных с наклоном на угол $\alpha_{III} = 20^\circ$. Профильный угол зубьев фрезы равен либо близок к $\alpha_{II} = 0^\circ$

Инструменты можно располагать с охватом одного или нескольких зубьев колеса. Однако с ростом числа зубьев в охвате увеличивается и путь обката, что снижает производительность обработки.

Для обработки зубчатых колес различного модуля необходимо регулировать установочное расстояние l_y между фрезами, которое ориентировочно можно определить по зависимости

$$L_y = 3,98 m \quad (3)$$

Путь обката l_{02} в этом случае определяется по зависимости

$$l_{02} = m[4,71 + Z_k (tg \alpha_a - tg \alpha_0)] \quad (4)$$

Достоинство схем резания I и II заключается в возможности использования инструментов, размеры режущих кромок которых не зависят от размеров (модуля) обрабатываемых зубьев колеса. Это позволяет оснастить дисковые фрезы 4-х гранными керамическими пластинами марки ВОК-71 с размерами 12,7 x 12,7 мм и, таким образом, по сравнению с твердосплавными червячными фрезами повысить производительность обработки в 2,5 - 3 раза. Инструмент при этом не требует заточки, удобен в эксплуатации и ремонте.

В таблице 1 представлены рассчитанные по зависимостям (1) и (4) значения пути обката, полученные для случая обработки прямозубых зубчатых колес в диапазоне чисел зубьев $Z_k=25 - 100$ и при модуле зубьев $m = 28\text{мм}$.

Таблица 1.

Схема резания	Путь обката l_0			
	Число зубьев колеса Z_k			
	25	50	75	100
I	296,4	308,2	313,2	316,2
II	301,8	316,9	321,4	327,3

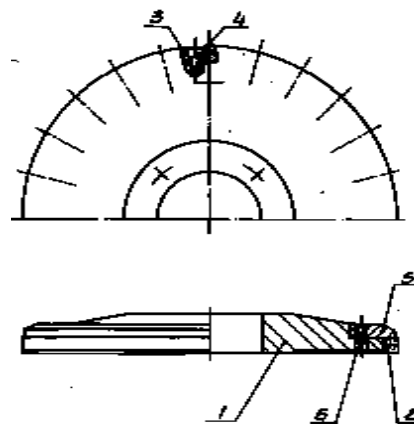


Рисунок 2.

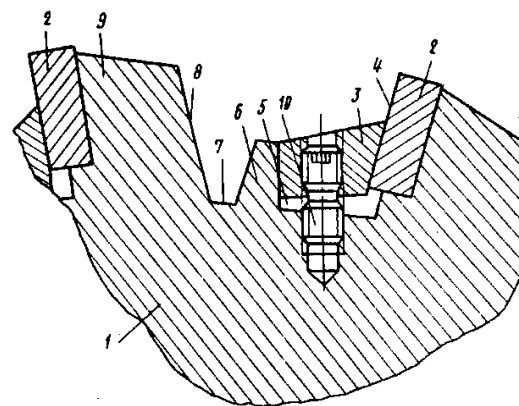


Рисунок 3.

Как видно из представленных в таблице данных, наименьший путь обката, а, следовательно, и наибольшую производительность обработки, обеспечивает схема резания I. Второй по производительности процесса является схема II. Однако, учитывая, что схема резания I требует переустановки и перенастройки инструмента для обеспечения обработки обеих боковых сторон зубьев, производительность обработки, возможно, будет такой же, или даже меньше, чем при использовании схемы II. Окончательно это можно установить только путем производственных исследований.

Схема резания I имеет и тот недостаток, что из-за сравнительно большого исходного смещения инструмента относительно Оси колеса имеются ограничения по обработке косозубых колес до определенного наружного диаметра.

Схема II. удобна в эксплуатации, т.к. обработка колеса производится с одной установки инструмента.

Дисковая фреза одностороннего резания (рис. 2) состоит из корпуса 1, на периферийной поверхности которого сделаны 24 паза. В пазы

вставлены режущие пластины ВОК-71, которые закрепляются в корпусе посредством клиновых прижимов 3 и винтов 4. Кольцо 5, служащее для базирования режущих пластин, крепится к корпусу 1 винтами 6.

На рисунке 3 представлена конструкция [5] узла крепления режущей пластины в пазу корпуса. Фреза содержит корпус 1, режущую пластину 2, крепежный клин 3, который контактирует с передней поверхностью 4 режущей пластины 2. В пазу 5 корпуса 1 выполнен выступ 6, контактирующий с другой стороной клина 3. Выступ 6 имеет зазор 7 с поверхностью 8 заднего опорного уступа 9 режущей пластины 2.

При закріпленні режущої пластини 2 при допомозі клина 3 і винта 10 виступ 6 локалізує навантаження від зажима режущої пластини за рахунок зазору 7. В результаті зменшується загальна деформація корпусу 1. Таким чином, зменшення загальної деформації корпусу фрези підвищує точність фрези і забезпечує підвищення точності і якості обробленої поверхності.

С метою виявлення всіх переваг нової технології були проведені порівняльні дослідження точності і якості обробки закаленого зубчатого колеса $m=20$ мм; $z=36$; $b=300$; $\beta=0^\circ$; сталь 40XH, 51 ...54 HRC_э.

Зубья оброблялись різними способами:

- зубофрезеруванням черв'ячної твердосплавної фрезою [2] на станку мод. ZFWF - 3150/3 фірми «Модуль» (ФРГ);

- дисковою фрезою, оснащеною керамікою, на станку мод. SH - 450/500 фірми «МАН» (Швейцарія);

- зубошлифуванням - на станку мод. ZSTZ - 2500 фірми «Модуль».

В таблиці 2 представлені результати проведених досліджень.

Таблиця 2

Измеряемый параметр, мм	Вид обработки			Допуск по ГОСТ	
	Червяной фрезой	Дисковой фрезой	Зубошлифованием	Степень точности	
				6	7
Отклонение окружных шагов зубьев, f_{pt}	34-41	4-8	6-10	25	36
Отклонение шага зацепления, f_{pb}	46-52	16-22	24-28	24	34
Погрешность профиля зубьев, f_f	58-69	24-36	12-16	24	36
Погрешность направления зубьев, F_{β}	42-50	32-40	28-35	25	28
Шероховатость поверхности зубьев, R_a	1,8-2,3	0,4-0,56	0,8-1,4		

Як видно з представлених в таблиці даних, точність обробки дисковою фрезою закаленого колеса на 2 - 3 ступені вище, ніж при зубофрезеруванні твердосплавної черв'ячної фрезою, а по відхиленням окружного шага і шага зацеплення зубів точність вище, ніж при зубошлифуванні.

Дослідження якості поверхнового шару зубів, оброблених дисковими фрезами, показали, що шероховатість робочих поверхностей менше або співмірна з шероховатістю при зубошлифуванні, а прожоги і мікротріщини, в відмінність від останнього, - відсутні.

Стійкість дискових фрез, оснащених керамікою марки ВСК - 71, при обробці закалених 50... 55 HRC_э колес і при износе пластин по заднім граням в межах 0,2-0,3 мм становить 6-8 годин.

Таким чином, нова технологія дозволяє підвищити точність обробки закалених колес на 2-3 ступені порівняно з обробкою твердосплавними фрезами, порівняється по точності з зубошлифуванням при більшій якості обробленої поверхності зубів і при цьому продуктивність зростає в 5 – 6 раз.

Литература

1. Радзевич С.П. Изготовление закаленных зубчатых колес /Обзорная информация/ - М.ВНИИТЭМР, 1985.-53с.

2. Иноземцев Г.Г., Шаповалов В.Ф., Киричек В.П., Бобух А.Ю. Твердосплавные червячные фрезы крупного модуля. Вестник машиностроения, 1989, N2, с.44-46.

3. Шаповалов В.Ф., Печеный В.И., Кноблох и др. Лезвийная обработка крупномодульных закаленных колес инструментом, оснащенным керамикой — Вестник машиностроения. 1991, N2, с.51-53.

4. Шаповалов В.Ф., Печеный В.И., Аристархов Н.И. и др. Расширение технологических возможностей тяжелых зуборезных станков Вестник машиностроения. 1994, N6, с.30-31.

5. А.С. 973257. Фреза /Гузенко В.С., Ординарцев И.А., Хаев Г.Л. и др. /Бюл. N42 //Открытия и изобретения. 1982.- с 38.

Рецензент: д.т.н., проф. Рогов В.А.(ПУДН)

УДК 621.671+621.22

Л.М. Мышлевский, В.В. Соловьев, Е.А. Галузо

Российский университет дружбы народов, Москва, Россия

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ БЫСТРОДЕЙСТВИЯ ЗАЖИМНЫХ МЕХАНИЗМОВ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

A design scheme and a mathematical model are presented for determination of response velocity of spring-hydraulic clamping devices with application of an analogue computer. Analytical results are compared to experimental data.

Пружинно-гидравлические зажимные механизмы обеспечивают широкую возможность механизации и автоматизации производственных процессов в машиностроении. В таких устройствах зажим осуществляется с помощью тарельчатых пружин, а гидропривод используется для разжима [1]. В станкостроении пружинно-гидравлические зажимные устройства используются для закрепления заготовок, обрабатываемых на металлорежущих станках; для зажима подвижных узлов (задней бабки, стола и др.) станков с ЧПУ, для закрепления металлорежущего инструмента [2].

Основными узлами пружинно-гидравлических зажимных механизмов являются пружинно-гидравлические цилиндры. Их быстродействие оказывает непосредственное влияние на величину вспомогательного времени и тем самым на производительность труда при обработке детали на станке.

Время t_1 детали достаточно подробно рассмотрено в работе [2]. Время t_2 в этой работе рассмотрено без учета сил трения и сил инерции. Между тем в пружинно-гидравлических зажимных механизмах эти силы могут оказывать определенное влияние на быстродействие. Определим время t_2 разжима детали с учетом сил трения и сил инерции. При этом не будем учитывать сжимаемость рабочей жидкости, не оказывающей заметного влияния на быстродействие. На поршень 2 пружинно-гидравлического цилиндра 3 справа действует сила cF от действия тарельчатых пружин.

жин (см. рис. 1.), где c - жесткость пружин, F - их деформация. Слева действует сила pSn , где Sn - рабочая площадь поршня 2. Кроме того, слева действует сила инерции $m \frac{d^2F}{dt^2}$, где m - перемещаемая масса, t - время, и сила трения $h \frac{dF}{dt}$, где h - коэффициент демпфирования.

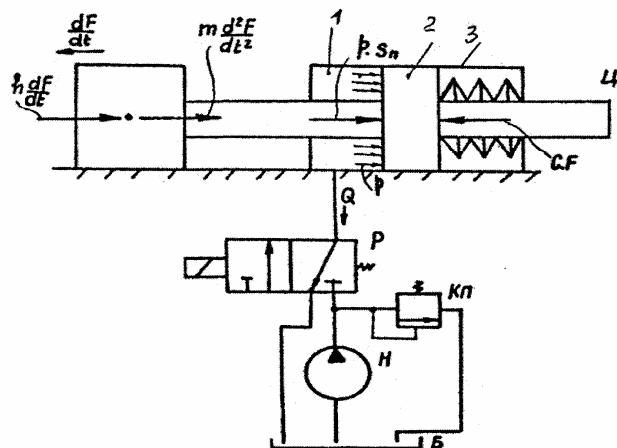


Рисунок 1 - Расчетная схема для определения времени снижения давления

В соответствии с рассмотренной расчетной схемой дифференциальное уравнение движения поршня пружинно-гидравлического цилиндра имеет вид:

$$m \frac{d^2F}{dt^2} + h \frac{dF}{dt} - cF = - pSn \quad (1)$$

Это уравнение является исходной математической моделью решаемой задачи. Давление p рабочей жидкости в гидравлической камере определим из дифференциального уравнения вытеснения рабочей жидкости из гидравлической камеры в бак [2]:

$$-S dF = Q dt, \quad (2)$$

где Q - расход рабочей жидкости:

$$Q = K \sqrt{p}, \quad (3)$$

K - коэффициент пропорциональности, зависящий от площади поперечного сечения потока рабочей жидкости и от суммы коэффициентов сопротивления при движении рабочей жидкости от гидравлической камеры пружинно-гидравлического цилиндра до гидробака.

Выразим p в соответствии с уравнениями (2) и (3):

$$p = \left[\frac{Sn}{K} \right] \left[\frac{dF}{dt} \right]^2 \quad (4)$$

Необходимую для расчета величину коэффициента демпфирования h определим экспериментально в соответствии с уравнением:

$$pSn = h \frac{l}{t}, \quad (5)$$

где p - давление в гидравлической камере; l - перемещение поршня; t - время перемещения поршня на величину l , измеряемое секундомером.

Из уравнения (5):

$$h = K_h p, \quad (6)$$

где $K_h = \frac{S_p t}{t}$.

Испытания проводились при давлениях $p = 0, 5; 1,0; 2,0; 3,0; 4,0$ МПа. Время t перемещения поршня при всех этих давлениях было примерно одинаковым и составляло ~ 1 с. Одинаковое время перемещения при различных давлениях может быть объяснено увеличением силы трения поршня с резиновыми уплотнительными кольцами при повышении давления.

При $S_p = 70,5 \text{ см}^2$, $l = 1,2 \text{ см}$ и $t = 1 \text{ с}$ получаем: $K_h = 58,75 \text{ см} \cdot \text{с}$.

Подставив выражение p из уравнения (4) в формулу (6), получим:

$$h = K_h \left[\frac{Sn}{K} \right]^2 \left[\frac{dF}{dt} \right]^2 \quad (7)$$

Подставив выражения для p и h из формул (4) и (7) в уравнение (1), получим:

$$m \frac{d^2F}{dt^2} + K_h \left[\frac{Sn}{K} \right]^2 \left[\frac{dF}{dt} \right]^2 - cF = - \frac{Sn^3}{K^2} \left[\frac{dF}{dt} \right]^2. \quad (8)$$

Решим уравнение (8) относительно старшей производной (сведение к задаче в форме Коши):

$$\frac{d^2F}{dt^2} = - \frac{Sn^3}{mK^2} \left[\frac{dF}{dt} \right]^2 - \frac{K_h Sn^2}{mK^2} \left[\frac{dF}{dt} \right]^3 + \frac{c}{m} F. \quad (9)$$

Как показывает анализ, на аналоговой вычислительной машине МН-7М необходимые значения коэффициентов передачи не могут быть реализованы. Поэтому исходное дифференциальное уравнение было упрощено следующим образом. На основании статических испытаний и осциллограмм изменения давления в гидравлической камере цилиндра для приближенного расчета была принята следующая зависимость давления от деформации F комплекта тарельчатых пружин:

$$p = K_p F, \quad (10)$$

где K_p - коэффициент пропорциональности, который определялся на основании статических испытаний пружинно-гидравлического цилиндра.

$$K_p = \frac{p}{F}. \quad (11)$$

При давлении $p = 6$ МПа деформация составляет: $F = 0,49$ см, что соответствует $K_p = 1224$ Н/см³. Коэффициент демпфирования h , выраженный в соответствии с уравнениями (6) и (10):

$$h = K_h K_p F. \quad (12)$$

Уравнение (1) с учетом уравнений (10) и (12) будет иметь вид:

$$m \frac{d^2 F}{dt^2} + K_h K_p F \frac{dF}{dt} + (K_p S n - c) F = 0 \quad (13)$$

Разрешив уравнение (13) относительно старшей производной, получим:

$$\frac{d^2 F}{dt^2} = - \frac{K_h K_p F}{m} \frac{dF}{dt} - \frac{K_p S n - c}{m} F. \quad (14)$$

Схема решения уравнения (14) на ЭВМ представлена на рисунке 2.[3].

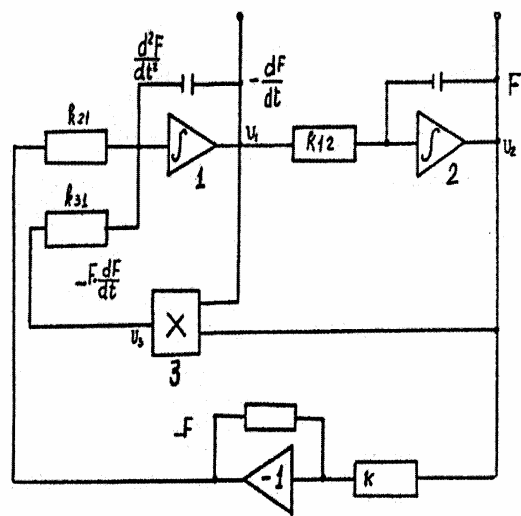


Рисунок 2 - Схема решения уравнения (14) на ЭВМ.

На рисунке 3. показаны расчетные и экспериментальные данные зависимости изменения давления p в гидравлической камере цилиндра от времени t , из которого видно, что время снижения давления, определяющее время зажима обрабатываемой детали на станке, не превышает нескольких десятых долей секунды.

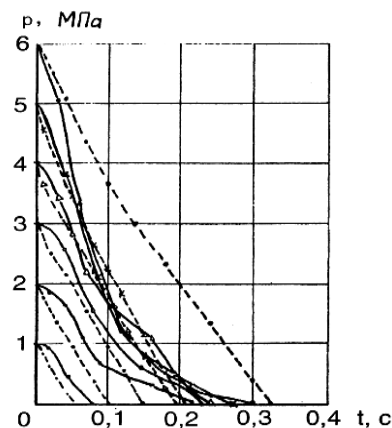


Рисунок 3 - График зависимости изменения давления в гидравлической камере от времени: расчетные данные - штриховые линии; экспериментальные данные - сплошные линии.

Литература

1. Мышлевский Л.М., Бота К.К. Особенности пружинно-гидравлических устройств. – Пневматика и гидравлика. Приводы и системы управления. Выпуск 13. Под.общ.ред.Е.В.Герц. –М.: Машиностроение, 1987. –с.247-283.
2. Чикерев Н.С., Шимилевич И.Я., Мышлевский Л.М. и др. Пружинно-гидравлическая зажимная оснастка для металлорежущих станков. Под ред.Л.М.Мышлевского.-:Маш-ние, 1983.-149с.
3. Урмаев А.С. Практикум по моделированию на АВМ. Под.ред.С.В. Емельянова.- М.: Наука, 1976.-192с.

Рецензент: к.т.н., доц. Ковалев В.Д. (ДГМА)

Поздравления юбилярам.

Профессору, доктору технических наук Григорию Львовичу Хаецу – 75 лет

О Григории Львовиче Хаеце можно сказать, что всю свою трудовую жизнь, а его стаж уже более 52 лет, он посвятил науке о резании, режущем инструменте, о труде станочника.

Первое исследование процесса резания он выполнил в стенах Харьковского политехнического института, в частности участвовал в исследовании обрабатываемости чугуна, проводившегося для Харьковского тракторного завода. В конце 40-х годов бурно развивалась наука о резании металлов, появлялись новые инструментальные материалы, методы обработки, смазывающе-охлаждающие среды. Однако, применение всех этих новинок на тяжелых станках, при тяжелом резании встречало большие трудности. Это дало толчок созданию Краматорской научной школы надежности тяжело нагруженного инструмента и оптимизации человеко-машинных систем, основоположником является Г.Л.Хаец.

Становление этой школы началось в рамках лаборатории резания НовоКраматорского машиностроительного завода (НКМЗ), которая была им организована в 1949 г. Известность среди специалистов приобрели исследования процесса резания с большими сечениями среза, исследования точения труднообрабатываемых материалов с введением тока в зону резания, с нагревом срезаемого слоя другими способами, эффективных СОТС, глубокой отрезке, обработке самых различных поверхностей и деталей методами поверхностно-пластического деформирования (ППД), а также некоторые методы улучшения организации труда станочников (внедрение совместно с ЛИТМО аппаратуры по учету работы станков и сигнализации с рабочих мест).

Окончательно Краматорская научная школа сложилась в 1964 г., когда Г.Л.Хаецом была создана Отраслевая научно-исследовательская лаборатория Минстанкопрома СССР - "Повышение технико-экономической эффективности тяжелых станков" при Краматорском индустриальном институте (КИИ, в настоящее время ДГМА). Отраслевая лаборатория восприняла принципы и опыт работы лаборатории резания НКМЗ, а также ведущих в этой области знаний институтов – ЦНИИТМАШа, ЭНИМСа, ВНИИСа, ВНИИинструмента, ИСМ, Мосстанкина, Киевского и Томского политехнического институтов. Она была связана с 34 заводами страны, эксплуатируемыми тяжелые станки.

С самого начала своей деятельности отраслевая лаборатория уделяла большое внимание методологии исследований, наиболее важным принципом которой был системный подход, предусматривающий комплексность, внимание к изучению среды и целеполаганию, междисциплинарность работ. Этот принцип привел сначала к рассмотрению более широкого объекта исследований и более широкого набора его свойств. От *изучения* режущего лезвия и режущего клина перешли к *сборному инструменту* в целом, затем *технологической системе*, и далее – *человеко-машинной системе* и *комплекса систем*.

Системный подход показал, что есть важные свойства, которые ранее слабо изучались. К их числу в 60-е годы относились прочность инструмента, особенно прочность инструмента как единого целого, инструмента, функционирующего в реальных производственных условиях. Совместно с аспирантами был проведен комплекс экспериментальных исследований прочности резцов и торцовых фрез. Опыты позволили впервые оптимизировать геометрические параметры твердосплавного инструмента с учетом не только износостойкости, но и прочности, показали влияние технологии изготовления инструмента на прочность. Были выполнены расчеты реза не как клина, а как составного тела, подтвержденные многочисленными опытами. Не меньшее значение имели экспериментальные исследования стойкости с учетом жесткости и вибраций технологической системы – одни из первых работ, выполненных в этой области.

Большой интерес вызвали исследования изменения прочности инструмента с течением времени. Аспирантами были проведены исследования явлений усталости твердого сплава, кинетики изнашивания твердосплавного инструмента. На основе этих работ были разработаны методы испытаний инструмента, а также системы методов, уменьшающие вероятность разрушения. Среди них можно указать на впервые предложенные для твердосплавных изделий методы упрочнения поверхностным пластическим деформированием (ППД). Была изучена система упрочнения и разработана система установок для упрочнения инструмента, организовано их производство. Аспирантом В.М.Гахом были оптимизированы состав упрочняющей смеси, режимы обработки и другие параметры. Так, только технология виброабразивного упрочнения была внедрена на 25 заводах страны.

Системное изучение функционирования инструмента в реальных производственных условиях с неизбежностью привело к пониманию того, что все явления, связанные с процессами резания металлов и тем более – трудом станочника являются стохастическими. Возникла проблема надежности, имеющая все большее значение в связи с автоматизацией и усложнением производства. Поэтому специалисты Отраслевой лаборатории одни из первых в стране начали исследования надежности инструмента. Вскоре эти исследования проводились широким фронтом для большого диапазона производственных условий, что дало возможность оценки надежности для наиболее полного спектра отказов. Был создан банк прецедентов, включающий 10000 случаев обработки.

С 1970 г. в Краматорске начали проводиться межотраслевые семинары по надежности, в которых участвовали практически все специалисты страны, работавшие в этой области. Используя методы теории надежности по заданию Минстанкопрома и ВНИИинструмента были организованы эксплуатационные испытания резцов, изготовленных различными заводами страны.

Следующим этапом деятельности коллектива лаборатории следует считать разработку основ квалиметрии режущего инструмента. Исследовались структура свойств инструмента, методика групповой экспертизы, интегральной оценки качества, и других методов оценки качества. Эта работа завершилась разработкой совместно с ВНИИинструментом ГОСТА на показатели качества инструмента и ОСТА на методы их оценки.

В 50-е гг. за рубежом появился ряд работ по теории проектирования. В нашей стране такие разработки только начинались. В области режущего инструмента для тяжелых станков подобные исследования впервые были проведены Отраслевой лабораторией. Теория проектирования включала анализ целей проектирования, функциональный маркетинг, генерирование идей, например, с помощью морфологического анализа и синтеза, разработку математических моделей, оптимизацию, собственно проектирование, разработку регламентов эксплуатации. Она служит базой для создания САПР инструмента. Были разработаны методы анализа функционального пространства проектируемого инструмента с целью поиска сначала функциональной, а затем и рыночной ниши. Впервые, на примере крупных торцевых фрез, проведено исследование эволюции конструкций инструмента, изучение их жизненного цикла.

Использование новых подходов при морфологическом анализе и синтезе и других результатов исследований позволило конструкторам лаборатории под руководством преемника Г.Л.Хаета – В.С.Гузенко в короткие сроки разработать более 100 новых конструкций сборного инструмента, многие из которых были поставлены на производство на Сестрорецком, Харьковском и Запорожском инструментальном заводах. Для тяжелых станков с ЧПУ, выпускаемых Краматорским заводом тяжелого станкостроения, была разработана система модульных резцов, оснащенных пластинами высокой прочности, изготовление которых было организовано на Московском комбинате твердых сплавов. Основные эксплуатационные испытания блочных резцов были проведены Е.В.Мироненко совместно с сотрудниками лаборатории резания НКМЗ Ю.И.Каплий, В.В.Носков и др. Высокой эффективностью отличались фрезы повышенной жесткости, крупные фрезы, фрезы с делением среза по ширине для работы с глубиной резания до 20 мм. и др. инструменты. Новые резцы и торцевые фрезы были внедрены на 26 заводах тяжелого, энергетического и транспортного машиностроения, станкостроения, судостроения, металлургической промышленности и др. отраслей.

Одним из наиболее весомых этапов в деятельности Краматорской научной школы, ее руководителя Г.Л.Хаета и ведущих сотрудников М.Г.Коткиной и Г.П.Клименко была разработка теории эксплуатации и на ее основе общемашиностроительных нормативов режимов резания и норм расхода инструмента. Это были новые нормативы и

по форме и по содержанию. Они впервые включали математические модели всех необходимых зависимостей, учитывали прочность и надежность инструмента.

Еще в 60-х годах Краматорская научная школа начала свои работы по оптимизации. Они отличались учетом многих важных факторов, которые раньше не принимались во внимание, и использованием моделей надежности. Очень скоро было осознано, что оптимизация механообработки должна быть многокритериальной.

Этапным моментом была разработка диалоговой системы многокритериальной оптимизации технологических систем. Эта работа была осуществлена на базе разработанного ВЦ РАН пакета программ ИНТЕЛОС, использующего искусственный интеллект и, наконец, была создана новая версия пакета программ – система МАРС. Непосредственно Г.Л.Хаеом и аспирантами лаборатории была осуществлена многокритериальная оптимизация технологической системы на уникальных токарных станках, тяжелых карусельных станках, горизонтально-расточных станках и т.д.

Традицией Краматорской школы является попытка изучить и учесть при проектировании человеческий фактор. Еще в начале 80-х годов совместно с М.Г.Коткиной, В.Н.Черномазом и другими было проведено изучение психической и физической нагрузки на станочника, обслуживающего тяжелые станки. Впоследствии это вылилось в исследование технологических систем, как систем человеко-машинных. Наконец, в последние годы были проведены обширные работы по изучению мотивации труда станочника. Совместно со Славянским педагогическим институтом начались работы по психологии и ценностям станочников (Л.Г.Хает, В.Н.Чернобровкин и др.).

За 52 года научной деятельности Г.Л.Хаеом опубликовано более 300 работ, в том числе 7 монографий. Под его руководством защитены более 20 диссертаций. Г.Л.Хает является председателем редсовета сборника «Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем».

Г.Л.Хает по своей природе является не только научным руководителем, генератором идей, но и харизматическим лидером целого направления в науке. Поэтому редакция считает, что ему будет приятно перечислить его наставников и хотя бы некоторых из многочисленных соратников и учеников – заводчан, коллег и бывших аспирантов. Это П.А.Шульман, А.Л.Еськов, И.Г.Максимов (НКМЗ), И.А.Ординарцев (СИЗ), Н.Н.Зорев (ЦНИИТМАШ), М.Ф.Семко (ХПИ), А.О.Этин, В.В.Каминская (ЭНИМС), М.И.Юликов (ВЗПИ), П.Р.Родин, В.А.Остафьев (КПИ), П.Г.Кацев (ВНИИинструмент), А.Д.Локтев (Оргприминструмент), Л.Н.Соловьев, Н.Я.Ильченко, Г.Д.Васильюк, Л.В.Сергеев, Ю.Н.Высоцкий, В.В.Скибин, М.Г.Коткина, В.Н.Черномаз, Л.Г.Хает, В.М.Гах, Г.П.Клименко, В.С.Гузенко, Т.Г.Ивченко, Е.В.Мироненко, Г.Г.Коткин, Г.А.Коваленко, Е.А.Подгора и др.

**Профессору, доктору технических наук
Зиновьеву Николаю Ивановичу - 70 лет**

*О, я хочу безумно жить:
Все сущее – увековечить,
Безличное – вочеловечить,
Несбывшееся – воплотить!*

А. Блок

Редкое трудолюбие и последовательность в работе, исключительная эрудиция, ярко выраженная способность прирожденного исследователя, внимательное уважительное отношение к человеку, искренность во взаимоотношениях – эти и другие грани яркой личности Николая Ивановича обусловили его высокий авторитет среди специалистов атомной промышленности России, в среде вузовских работников, научной среде и среде студенческой Украины.

Николай Иванович Зиновьев родился 20 декабря 1930 года в г. Краматорске Сталинской области. Он принадлежит к тому поколению людей, которое в годы Великой Отечественной войны выдержало тяжелейшее бремя эвакуации и послевоенной невзгоды и разрухи. В 1941-42 гг. эвакуация Ново-Краматорского завода в г. Орск Чкаловской области, в 1942-44 гг. в г. Электросталь Московской области, в 1944 г. возвращение на родину в г. Краматорск.

Свой трудовой путь Н.И. Зиновьев начал в 1947 году в фасонолитейном цехе ордена Ленина Ново-Краматорском машиностроительном заводе им. Сталина. В 1950 году окончил вечернюю школу рабочей молодежи. В 1955 году с отличием закончил механический факультет Московского технологического института пищевой промышленности (МТИПП) и был направлен в г. Златоуст-20 закрытого административно-территориального объединения (ЗАТО) Челябинской области, где и проработал 32 года, пройдя путь от инженера-механика до заместителя Главного технолога по науке, начальника специального отдела и научного руководителя научно-исследовательской технологической лаборатории ОНИТЛ-2 6-го ГУ МСМ в области координации работ в механосборочном производстве специзделий из делящихся материалов.

В 1961 году, несмотря на большую занятость на производстве и общественной жизни, он поступает в заочную аспирантуру в МТИПП на кафедру «Обработка металлов резанием», которую успешно заканчивает в 1965 году. Научным руководителем был доктор технических наук, профессор Ларин М.Н. В 1969 году защитил кандидатскую диссертацию по специальности 05.02.08 – «Технология машиностроения» на закрытом специализированном совете в Челябинском политехническом институте им. Ленинского комсомола. Темой диссертации была «Механическая обработка специзделий из урана и сплавов на его основе». Официальным первым оппонентом был доктор технических наук, профессор Макаров А.Д.

Начиная с 1970 года научная деятельность кандидата технических наук Зи-

новьева Н.И. в основном связана с практическими задачами и с оптимизацией технологических процессов механосборочного производства специальных боеприпасов и сокращения сроков серийного освоения механическими и сборочными цехами существующих и разрабатываемых высокопрочных сплавов из делящихся материалов на основе урана с заданными физико-механическими свойствами для высокодинамичных специзделий с улучшенными тактико-техническими характеристиками. С этой целью в 1970 году на предприятии под научным руководством и при непосредственном участии к.т.н. Зиновьева Н.И. была создана проблемная экспериментальная лаборатория оптимальной технологии (ПЭНИЛОТ). Здесь он проявил себя великолепным организатором, создав научную школу и творческий коллектив, оснастил лабораторию новейшей техникой, сделав важный шаг в формировании проблемной лаборатории как головной организации по определению приоритетных направлений исследований и осуществлению поисковых фундаментальных и прикладных НИОКР в области специального машиностроения. На базе результатов многолетних научных исследований в ПЭНИЛОТ стало возможным в 1980 году в министерстве создать отраслевую научно-исследовательскую технологическую лабораторию (ОНИТЛ-2), что подтверждается приказом первого заместителя Министра среднего машиностроения Семенова Н.А. Инициатором создания ОНИТЛ-2 были директор приборостроительного завода Лауреат Ленинской премии Потапов А.Г. и начальник ПЭНИЛОТ кандидат технических наук, а впоследствии доктор технических наук, профессор Зиновьев Н.И. Большую помощь в создании лаборатории оказали начальник 6-го ГУ генерал-лейтенант Петухов Л.А. и его заместитель Лауреат государственной премии, к.т.н. Горобец Б.В.

В период с 1978 по 1987 годы в проблемной и отраслевой лабораториях Зиновьев Н.И. много внимания уделял проблемам совершенствования вакуумно-плазменных процессов, методологии выбора покрытий на деталях из урана в тесном контакте с Харьковским физико-техническим институтом (ХФТИ), что позволило успешно решить проблему защиты узлов основного производства специзделий экологически чистыми методами.

Докторская диссертация «Технологические основы механосборочного производства деталей и узлов ядерных зарядов из урана и сплавов на его основе», успешно защищенная в 1985 году в ВНИИ технической физики (ВНИИТФ) на стыке двух специальностей 20.02.21 – спецбоеприпасы и 05.02.08 – специальная технология машиностроения, свидетельствовала о создании нового перспективного в теории и практике производства деталей и узлов из урана и сплавов на его основе, тесно связанные со специальностями 20.02.21 и 05.02.08.

Подвижество Зиновьева Н.И., его высокий профессионализм, грани личности, душевный настрой высоко оцениваются видными учеными НИИ, КБ и предприятий Минсредмаша. В 1984 году рассматривая материал диссертации Зиновьева Н.И. академик РАН Забабахин Е.И. отметил, что диссертация Зиновьева Н.И. может быть допущена к защите в Совете ВНИИТМ в случае ее соответствия одновременно двум специальностям 20.02.21 – спецбоеприпасы и 05.02.08 – специальная технология машиностроения. По мнению экспертов института содержание работы в основном соответствует этим специальностям и поэтому рекомендуется к защите в спецсовете ВНИИТМ.

Академик РАН Аврорин Е.Н., научный руководитель ВНИИТФ: «... Зиновьевым Н.И. созданы научно обоснованные технологические основы технологии механосборочного производства ядерных зарядов из урана. Необходимость иметь обобщенные и проанализированные данные по технологии механосборочного производства деталей и узлов из урана назрела давно, но только в настоящее время, с завершением

темы диссертации Николая Ивановича, конструкторы получили своего рода обратную связь, отражающую влияние конструкций специзделий и технических требований к ним на технологичность. Впервые конструктор-разработчик специзделий получил в комплексном виде материалы по технологическим вопросам и, что особенно важно, по проблемам, стоящим сегодня в серийном производстве при освоении новых высокочастотных шаровых зарядов.

Н.И. Зиновьев является специалистом высокой квалификации, способный решать сложные инженерные задачи и практически это *первый высококвалифицированный специалист в отрасли в области уникальной технологии производства изделий из урана*.

Заместитель научного руководителя ВНИИТФ, д.т.н., профессор Фишман Д.А.: «... работы Николая Ивановича в области исследований обрабатываемости резанием урана нам известны давно. Обладая значительным научным и производственным опытом, завидным трудолюбием, Н.И. Зиновьев проявил большую самостоятельность, настойчивость и упорство в преодолении трудностей и доведении до успешного завершения намеченных исследований. Научные технологические основы, разработанные Николаем Ивановичем применительно к специальностям 20.02.21 и 05.02.08, относятся к разряду *пионерских* и имеют важное значение для обороны страны».

Заместитель главного инженера по науке Сибирского химкомбината «Якорь» д.т.н. Карелин А.И.: «... Технологическому персоналу нашего комбината, занимающемуся обработкой резанием делящихся материалов на основе урана, работы, проведенные под научным руководством Николая Ивановича, хорошо известны. Их общее направление связано с разработкой, исследованием и обрабатываемостью резанием промышленных сплавов урана для специзделий в условиях серийного производства. Личный практический и научный вклад Зиновьева Н.И. в дальнейшее развитие механосборочного производства деталей и узлов ядерных зарядов из урана характеризует Николая Ивановича как ученого с большой буквы.»

Заместитель директора по науке ВНИИ неорганических материалов им А. Бочвара (ВНИИНМ), д.т.н. Пахомов Я.Д.: «... Николай Иванович создал новое перспективное научное направление в теории и практике производства деталей и узлов из урана и сплавов на его основе. В работах Зиновьева Н.И. особо подчеркнуты и решены те характерные особенности механической обработки урановых деталей, которые связаны как со спецификой урана как металлического материала: радиоактивностью, токсичностью, пирофорностью, высокой химической активностью и упрочнением, значительной анизотропией свойств, малой теплопроводностью, большой истирающей способностью, пониженной виброустойчивостью, чрезвычайно высокой стоимостью и дефицитностью, так и с конструктивными отличиями деталей – сложностью форм, высокими требованиями по точности и качеству обработанных поверхностей. Наше многолетнее общение и сотрудничество с к.т.н. Зиновьевым Н.И. подтвердило, что это высокообразованный, интеллектуальный человек, обладающий исключительной работоспособностью и умением воспитывать и сплачивать единомышленников».

Главный конструктор КБ ВНИИТФ, член-корреспондент РАН Литвинов Б.В.: «... Впервые в отечественной науке и технике на базе комплексных исследований прочностных свойств, структурно-фазового состава, механизма деформации и параметров резания практически для всех делящихся материалов на основе урана, освоенных в промышленности, изучена возможность повышения надежности технологического обеспечения заданной конструкторской документацией точности обработки и качества деталей из урана с учетом ядерной и радиационной безопасности. Работы Николая Ивановича оригинальны и открывают дороги для новых направлений в об-

ласти атомной промышленности».

В 1987 году д.т.н. Зиновьев Н.И. избирается по конкурсу на должность заведующего кафедрой «Металлорежущие станки и инструменты» Краматорского индустриального института (КИИ). В 1989 году ему присваивается звание профессора по специальности «Металлорежущие станки и инструментов». С этих пор профессор Зиновьев Н.И. руководит кафедрой «Металлорежущие станки и инструменты» КИИ (теперь Донбасская государственная машиностроительная академия (ДГМА)).

Под его руководством и при непосредственном участии на кафедре сформировано единое научное направление, создана научная школа по проблемам высоких технологий станко-инструментального производства и тяжелого машиностроения, создан научный центр вакуумно-плазменных технологий.

Профессор Зиновьев Н.И. подготовил много аспирантов, осуществляет научное руководство докторантов, активно участвует в аттестации научно-педагогических кадров, являясь членом ряда специализированных Советов и редколлегий научно-технических сборников, входит в составы программных комитетов ряда международных научных конференций и семинаров. В течение 1987-2000 гг. на механическом факультете КИИ (ДГМА) д.т.н. Зиновьев Н.И. был организатором по защите десяти кандидатских и трех докторских диссертаций по специальностям «Технология машиностроения и процессы механической обработки», «Металлорежущие станки и инструменты», дал более 75-ти отзывов на рефераты диссертационных работ, неоднократно выступал на защитах в качестве официального оппонента. Под научным руководством профессора Н.И. Зиновьева защищено семь кандидатских и подготовлено к защите две докторских и четыре кандидатских диссертаций.

Профессор Зиновьев Н.И. является автором более 250 научных трудов, в том числе 2-х монографий, 5 учебных пособий, 12 изобретений.

За плодотворную научно-педагогическую работу и общественную деятельность Н.И. Зиновьев в 1971 году отмечен Почетной грамотой ЦП НТО МАШПРОМ по конкурсу им. И.А. Тиме за работы, посвященные оптимизации процессов механической обработки, экспонировавшейся на ВДНХ СССР. В 1984 г. Николая Иванович награждается бронзовой медалью ВДНХ. За достигнутые успехи в области изобретательства и рационализации он занесен в «Книгу почета» Минсредмаша (1975 г.), а в 1977 году за получение и внедрение в производство авторских свидетельств награждается знаком «Изобретатель СССР». В 1978 за комплекс работ по оптимизации технологии механообработки он удостоен звания «Лауреат премии приборостроительного завода». За многолетний и плодотворный труд Н.И. Зиновьев награжден двумя правительственными медалями.

Вся трудовая биография, высокий профессионализм, компетентность, подвижность и надежность в межвузовском сотрудничестве и кипучая энергия юбиляра вызывает глубокую признательность и уважение всех, кто имеет возможность работать вместе с этим обаятельным человеком.

Коллеги, друзья и редколлегия сборника сердечно поздравляют юбиляра и желают доброго здоровья и новых свершений на ниве науки и высшего образования.

СОДЕРЖАНИЕ

Раздел 1. Надежность элементов технологической системы

<i>Хаев Г.Л., Клименко Г.П.</i> Исследование рациональной эксплуатации твердосплавного режущего инструмента.....	3
<i>Ивченко Т.Г.</i> Оценка вероятности разрушения инструмента в зависимости от условий его эксплуатации.....	9
<i>Казакова Т.В.</i> Физические и статистические критерии выбора нагрузки при ускоренной оценке надежности режущего инструмента.....	14
<i>Равская Н.С., Клименко Г.П., Васильченко Я.В.</i> Обеспечение заданного уровня надежности инструментов при расчете их конструктивных параметров.....	20
<i>Еськов А.Л., Хаев Г.Л., Зуева Л.М.</i> Обслуживание технологической системы в процессе резания.....	24
<i>Васильева Л.В.</i> Влияние диапазона скорости резания на период стойкости.....	28

Раздел 2. Моделирование и оптимизация

<i>Мироненко Е.В., Колесник В.Ф., Мироненко О.Е.</i> Оптимизация типоразмерного ряда блочно-модульного инструмента для станков с ЧПУ.....	31
<i>Черномаз В.Н., Гузенко В.С., Колесник С.А.</i> Использование имитационного моделирования для определения и эволюции доминантных функциональных ниш систем режущего инструмента.....	34
<i>Федоров В.Л., Жедь О.В.</i> Математическая модель распределения нагрузки и напряжений в режущих зубьях фрезы для обработки т-образных пазов.....	37
<i>Цыганиш В.Е.</i> Системный анализ энергетических преобразований в технологической системе.....	49
<i>Кассов В.Д.</i> Оптимизация восстановления деталей металлообрабатывающего оборудования.....	54
<i>Маковецкий А.В.</i> Оптимизация параметров инструмента для безошибочного формообразования изделий из круглых труб.....	58
<i>Пивоваров Л.В., Липская З.Г., Субботин О.В.</i> Информационное обеспечение и вопросы оптимизации в интеллектуальных системах.....	61

Раздел 3. Динамика и управление

<i>Гузенко В.С., Миранцов С.Л.</i> Экспериментальные исследования динамических характеристик отрезных резцов.....	65
<i>Татьянченко А.Г.</i> динамическая устойчивость процесса глубокого сверления.....	74
<i>Миранцов С.Л., Гузенко В.С., Мезенцев В.Е.</i> Моделирование колебаний сборного инструмента для тяжелых станков в процессе резания.....	80
<i>Левит В.В., Сагайда П.И.</i> Динамическая идентификация объекта управления и возмущающих воздействий в системах автоматизации технологических процессов.....	84
<i>Кутепов Н.Л., Пономарев Л.Д.</i> К вопросу вибростабилизации зоны резания.....	89

Раздел 4. Тепловые явления

<i>Гузенко В.С., Коткин Г.Г.</i> Моделирование тепловых процессов при резании с помощью метода сеток.....	92
<i>Мальшико И.А., Татьяначенко А.Г.</i> Метод определения температурной зависимости модуля упругости инструментальных материалов.....	108
<i>Смолякова Л.Е.</i> Пути управления тепловыми явлениями при сверлении.....	113

Раздел 5. Упрочнение и покрытие

<i>Зиновьев Н.И., Калинин В.В.</i> Влияние ОИМП на микротвердость поверхностного слоя и износ режущего инструмента из БВТС.....	117
<i>Ткачев А.И., Зиновьев Н.И., Белкин М.Я., Гончаров А.А.</i> Теоретические исследования влияния режимов ОИМП на твердосплавные режущие пластины.....	123
<i>Зиновьев Н.И., Мирошниченко Ю.В.</i> Твердосплавные литые инструменты с графитным компенсатором напряжений.....	127
<i>Белкин М.Я., Гончаров А.А., Петухов В.В., Тертий Д.Н.</i> Структура и фазовый состав износостойких пленок бориды ванадия.....	129
<i>Иванов И.Н., Иванов А.И.</i> Определение поля скоростей движения частиц металла при многоконтактной отделочно-упрочняющей обработке поверхностей.....	131

Раздел 6. Технология и точность обработки

Ковалевский С.В., Олейник А.А., Яковенко М.Н., Водолазская Н.В. Повышение качества технологических процессов на основе совершенствования методов их контроля.....134

Володченко В.В., Зиновьев Н.И., Белик В.Н. Методика группирования деталей – тел вращения для токарных станков с ЧПУ.....139

А.А.Клочко, Е.В.Мироненко, В.А.Овчаренко, В.Г.Белых, Ю.А.Клочко
Технологическое прогнозирование точности изготовления зубчатых реек.....143

Еникеев А. Ф., Разживин А. В., Субботин О. В., Щербак Л. Н. О повышении производительности алмазного шлифования.....149

Раздел 7. Конструкции металлорежущего оборудования и инструментов

Струтинский В.Б., Ковалев В.Д. К определению граничных условий в задачах моделирования рабочих процессов для гидравлических опор станков.....153

Рогов В.А., Позняк Г.Г. Устройства для стружкодробления при механообработке.....158

Матюха П.Г., Гринёв Ю.А. Определение моментов сил трения между поворотной режущей частью и державкой универсально-сборного резца.....163

Федоров В.Л., Рогов В.А., Позняк Г.Г., Жедь О.В. Модели формирования стружки и стружколомания.....167

Шаповалов В.Ф., Гузенко В.С., Иванов С.А. Инструмент для чистовой лезвийной обработки зубьев закаленных колес методом прерывистого обката.....179

Мышлевский Л.М., Соловьев В.В., Галузо Е.А. Математическое моделирование быстродействия зажимных механизмов металлорежущих станков.....184

Поздравления юбилярам

Хаету Григорию Львовичу – 75 лет.....189

Зиновьеву Николаю Ивановичу – 70 лет.....193

Збірник наукових статей
Випуск 10

**Надійність інструменту
та оптимізація технологічних систем**

Підписано до друку 02.12.2000. Формат 60x84¹/₁₆.
Друк офсетний. Умовно друкованих аркушів 13,8.

Тираж 100.прим. Замовлення 13

Донбаська державна машинобудівна академія
Україна, 84913, Донецька обл.,
м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72