ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ МИНИМАЛЬНУЮ СЕБЕСТОИМОСТЬ ОБРАБОТКИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ ЧУГУНА

Витохина Д.В., Ивченко Т.Г. *(каф. ТМ, ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

В современном машиностроительном производстве обработка деталей из чугуна занимает весьма важное место, в связи с чем, актуальны задачи по оптимизации процессов резания этих материалов. Одним из резервов повышения эффективности обработки чугунов является определение оптимальных режимов резания, обеспечивающих для заданных условий обработки и требований к качеству поверхностей минимальную себестоимость.

В настоящее время достаточно распространенным методом оптимизации является метод геометрического программирования (МГП) [1], позволяющий осуществлять одновременную оптимизацию скорости резания и подачи с учетом действующих при резании ограничений по критерию минимальной себестоимости. В известных работах, посвященных оптимизации по критерию минимальной себестоимости МГП [2, 3], основное внимание уделялось обработке сталей. Представляет интерес дальнейшее развитие МГП применительно к задачам оптимизации режимов резания при обработке деталей из чугуна.

Цель представляемой работы – разработать методику определения оптимальных режимов резания, обеспечивающих минимальную себестоимость различных видов токарной обработки деталей из чугуна.

При оптимизации режимов резания МГП в качестве критерия оптимальности принимается переменная часть себестоимости обработки детали режущим инструментом, зависящая от режимов резания. При двухпараметрической оптимизации, то есть определения оптимальных значений скорости резания и подачи с заданной глубиной резания в условиях однопроходной обработки, целевая функция имеет вид:

$$C = V^{-1}S^{-1} + MV^{k_V}S^{k_S}, \tag{1}$$

где $M = (t_c + A_u/A)t^{x/m}/C_T$; $k_V = 1/m - 1$; $k_S = y/m - 1$; A - себестоимость станко - минуты, A_u – стоимость одного периода стойкости инструмента; t_c - время смены инструмента; C_T – коэффициент и x, y, m – показатели, характеризующие степень влияния глубины t, подачи S и стойкости T на скорость резания V.

Для чернового точения наиболее распространенным является ограничение по прочности пластины режущего инструмента:

$$34c^{1.35}t^{0.77}\left(\sin 60^\circ/\sin\varphi\right)^{0.8} \geq C_P K_P S^{y_p} t^{x_p}, \tag{2}$$

где c – толщина пластины φ- главный угол в плане; C_P, K_P - коэффициенты и x_p, y_p – показатели, характеризующие степень влияния глубины и подачи на силу резания P_z.

Для чернового и чистового растачивания в связи с возможным значительным вылетом державки расточного инструмента необходимо учитывать ограничение по жесткости режущего инструмента:

$$4P_z l^3 \big/ Ed^4 \le f_p;\ 4C_p K_p t^{x_p} s^{y_p} l^3 \big/ Ed^4 \le f_p, \qquad (3)$$

где l - вылет державки резца; d – диаметр оправки или размер державки резца; E - модуль упругости материала державки; f_p - допустимая стрела прогиба: для черновой обработки f_p = 0,1мм; для чистовой - f_p = 0,05мм.

Для чистового и тонкого точения и растачивания необходимо учитывать ограничение по допустимой шероховатости обработанной поверхности R_a:

$$k_o S^{k_1} r^{k_2} V^{k_3} \le R_a, \qquad (4)$$

где k_0, k_1, k_2, k_3 – коэффициент и показатели, характеризующие степень влияния подачи S, радиуса при вершине r, скорости V на шероховатость поверхности R_a:

Ограничения необходимо представить в следующем виде:

$$C_1 S^{y_p} \le 1;\ C_2 S^{y_p} \le 1;\ C_3 S^{k_1} V^{k_3} \le 1, \qquad (5)$$

где C_1, C_2, C_3 - коэффициенты для ограничений по прочности, жесткости и шероховатости,

$$C_1 = C_P K_P t^{x_p} \Big/ 34c^{1.35} t^{0.77} \left(\sin 60^\circ / \sin\varphi\right)^{0.8};\ C_2 = 4C_p K_p t^{x_p} l^3 \Big/ f_p E d^4;\ C_3 = k_o r^{k_2} \big/ R_a .$$

Оптимальные подача S_o и скорость резания V_o определяются следующим образом:

$$S_o = \left(\frac{W_{01}^{k_V} W_{02} V(W)^{k_V+1}}{M} \right)^{1/(k_S - k_V)};\ V_o = \left(\frac{W_{01}^{k_S} W_{02} V(W)^{k_S+1}}{M} \right)^{1/(k_V - k_S)}, \qquad (6)$$

где $V(W)_M = (1/W_{01})^{W_{01}} (M/W_{02})^{W_{02}} C_i^{W_i}$ - двойственная функция; W_{01}, W_{01}, W_i - коэффициенты весомостей, определяемые в зависимости от ограничений:
при ограничениях по прочности пластины и жесткости инструмента

$$W_{01} = \frac{k_V}{1+k_V};\ W_{02} = \frac{1}{1+k_V};\ W_1 = W_2 = \frac{W_{01}(1+k_S) - k_S}{y_p}. \qquad (7)$$

при ограничениях по допустимой шероховатости поверхности

$$W_{01} = \frac{k_S k_3 - k_V k_1}{k_S k_3 - k_V k_1 + k_3 - k_1};\ W_{02} = \frac{k_3 - k_1}{k_S k_3 - k_V k_1 + k_3 - k_1};\ W_3 = \frac{W_{01}(1+k_V) - k_V}{k_3}. \qquad (8)$$

Примеры определения оптимальных значений скорости резания V_o и подачи S_o, обеспечивающих минимальную себестоимость, приведены для чернового, чистового и тонкого растачивания отверстия (диаметр D = 100мм, длина L = 50мм). Условия обработки: материал - чугун СЧ20 (НВ 190); резцы ВК8, ВК6 и эльбор - Р (передний угол γ = 0°; главный угол резца в плане φ =45°); глубина резания $t_{черн}$ = 4мм; $t_{чист}$ = 2мм; $t_{тонк}$ =

1мм; толщина пластины c = 4,76мм; радиус при вершине r = 1 мм; шероховатость поверхности R_a = 1мкм; стоимость станкоминуты A = 5коп/мин; стоимость одного периода стойкости инструмента A_u = 15коп/период; время смены инструмента t_c = 1мин.

Коэффициенты и показатели степеней в стойкостных, силовых зависимостях и зависимостях по шероховатости для разных видов обработки:
черновой: C_V =243; K_V =0,66; m = 0,2; y_v = 0,40; x_v = 0,15; C_p =92; K_p =1; y_p = 0,75; x_p = 1;
чистовой: C_V = 292; x = 0,15; y = 0,20; m=0,2; k_V = 4, k_S = 0; k_0 = 21; k_1 = 1,8;
тонкой: C_V=53,33 10^3; K_V = 0,539; x_v = 0,194; y_v = 0,848; m_v = 0,645; k_1 = 1,15; k_2 = 0,29; k_3 = -0,18.

Для заданных условий обработки определены коэффициенты весомости:

для черновой обработки: W_{01} = 0,8; W_{02} = 0,2; W_{11} = 0,8;

для чистовой обработки: W_{01} = 0,8; W_{02} = 0,2, W_{12} = 0,444;
для тонкого точения: W_{01} = 0,306; W_{02} = 0,639, W_{11} = 0,417.
Оптимальные режимы резания
для черновой обработки: $S_{очерн}$ = 0,62мм/об; $V_{очерн}$ = 91,3м/мин;
для чистовой обработки: $S_{очист}$ = 0,2мм/об; $V_{очист}$ = 130м/мин;
для тонкого точения: $S_{отонк}$ = 0,1мм/об; $V_{отонк}$ = 244,5м/мин.

На основании установленных зависимостей может быть рассчитан коэффициент изменения себестоимости обработки при отклонении выбранных режимов резания от их оптимального значения $S = kS_o$, $V = k^{(1-yv)}V_o$. (k – степень отклонения):

$$K_C = W_{01} k^{1-y_v+y_p W_{11}} + W_{02} k^{-k_V\left(1-y_v+y_p W_{11}\right)+k_S-k_V} = K_1 + K_2 . \qquad (9)$$

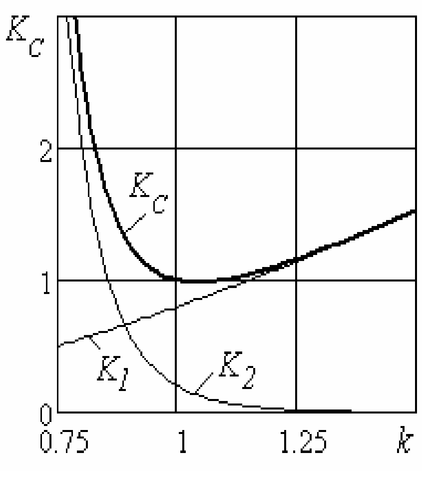


Рис. 1. Зависимость коэффициента изменения себестоимости обработки от степени отклонения режимов резания от оптимальных k

Из графика, представленного на рис. 1, следует, что минимальная себестоимость обработки имеет место при k = 1, то есть при оптимальных режимах резания. При отклонении режимов резания от оптимальных, как в меньшую, так и в большую сторону, себестоимость увеличивается. Первая составляющая K_1 коэффициента K_c, связанная с машинной обработкой и оцениваемая весомостью W_{01}, постоянно возрастает с увеличением режимов резания, но вторая составляющая K_2, связанная со сменой инструмента и оцениваемая весомостью W_{02}, убывает.

Выводы. Таким образом, представленная методика позволяет для любых условий чернового, чистового и тонкого точения и растачивания чугунов выполнять расчеты оптимальных режимов резания, обеспечивающих минимальную себестоимость обработки. Разработанная методика может быть использована для любых видов обработки.

Список литературы: 1. Оптимизация и управление процессом резания / О.С. Кроль, Г.Л. Хмеловский. – К.: УМК ВО, 1991. – 140с. **2.** Ивченко Т.Г., Шальская Е.Е. Оптимизация режимов резания при чистовом и тонком точении методом геометрического программирования / Т.Г. Ивченко, Е.Е. Шальская // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: – Донецк: ДонНТУ, 2010. Вып. 39. – С.91-97. **3.** Т.Г. Ивченко, Е.Е. Шальская. Повышение эффективности применения сверхтвердых инструментальных материалов за счет оптимизации режимов резания / Известия ТТИ ЮФУ – ДонНТУ. Таганрог: ТТИ ЮФУ. Кн.3. 2010. - № 10. – С.158-163.

ПУТИ РАЗВИТИЯ ОТРЕЗНЫХ ФРЕЗ

Долгих А.С. *(ПГТУ, г. Мариуполь, Украина)*

Отрезные фрезы применяются с древних времен и до настоящего времени, с каждым годом совершенствуется конструкция инструмента за счет изменения геометрии и формы, повышается качество инструмента, увеличивается эксплуатация[1].

Целью выполняемой работы является создание усовершенствованной конструкции отрезных фрез.

Главной задачей нашей работы является усовершенствование инструмента для резки заготовок различных материалов с шириной реза менее 1 мм., в котором за счет новых конструктивных элементов и их взаимосвязи требуется обеспечить жесткость режущего диска, что приведет к обеспечению стабильности по ширине реза, прямолинейности реза и позволит использовать инструмент для обработки различных материалов, в том числе и дорогостоящих.

Решению данных задач посвящено большое количество научных трудов, ежегодно разрабатываются новые инструменты, получают патенты на эти изобретения. Первый патент получил в 1777 году в Англии Самуил Миллер на круглую дисковую пилу, основная конструкция которой сохранилась до настоящего времени (рис. 1).

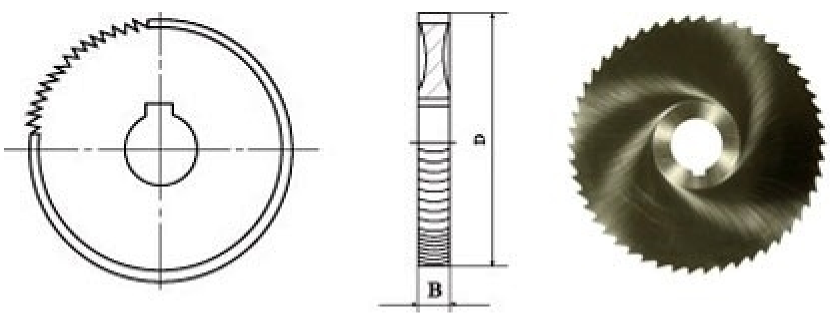


Рисунок 1 - Фреза дисковая отрезная цельная

В [3] приведена конструкция отрезного круга, который можно использовать в машиностроении при резке заготовок с шириной реза менее 1 мм (рис. 2).. Этот отрезной круг, выполненный в виде металлического диска с равномерно расположенными и несущими режущие элементы радиальными зубьями на внешней образующей, на каждом из которых образован острый передний угол, при этом диск выполнен из титанового сплава, передний угол выполнен не более 3^0, а на задней поверхности каждого зуба образован скос, проходящий через середину зуба и расположенный под углом 30 -50^0 к радиусу диска, при этом торцевые поверхности диска содержат антифрикционные слои из оксидов и нитридов титана. Этот отрезной круг предназначен для обработки упругих материалов, но не может быть использован для обработки таких твердых материалов, как сталь, чугун и цветные металлы, так как выполнен из титанового сплава, не обладающего высокими прочностными и стойкостными характеристиками при обработке материалов, имеющих высокие механические свойства. Также из-за того, что титановые сплавы имеют низкую теплопроводность и высокую хрупкость– их пазы и скосы выполняют при помощи лазера, что трудоемко и экономически не целесообразно. Кроме этого процесс нанесения антифрикционных слоев на торцевые поверхности диска тоже достаточно трудоемок по времени и требует дорогостоящего специализированного оборудования для обеспечения процесса насыщения трущихся, при резании, поверхностей антифрикционным слоем. Этот отрезной круг не может изготавливаться больших диаметральных размеров, так как при этом он не обладает достаточной жесткостью и в силу этого, не может обеспечить стабильность по ширине реза, а также прямолинейность реза и его заклинивание при обработке черных и цветных металлов.

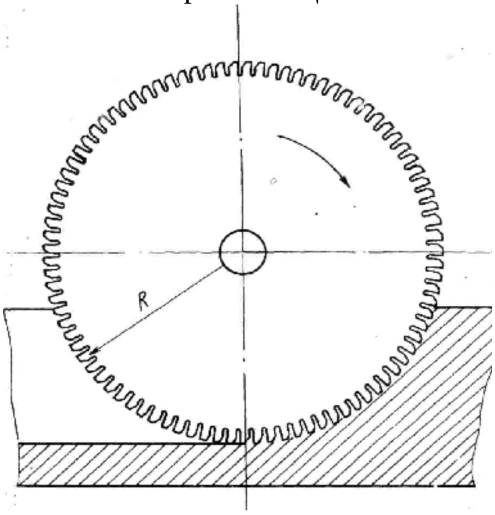


Рис. 2. Отрезной круг

Главная задача данной работы решается за счет создания инструмента для резки заготовок [4]. Предлагаемый отрезной круг исключает все описанные выше недостатки**,** так как выполнен в виде металлического диска в виде кольца с равномерно расположенными зубьями, выполненными на внутренней поверхности кольца, смонтированного в жесткой обойме при помощи растягивающих сегментов, которые имеют возможность радиального перемещения к наружной образующей диска обеспечивая тем самым, увеличение жесткости режущего диска, что в свою очередь положительно скажется на обеспечении стабильности по ширине реза, а также его прямолинейности, что позволит использовать наш инструмент для обработки дорогостоящих материалов.

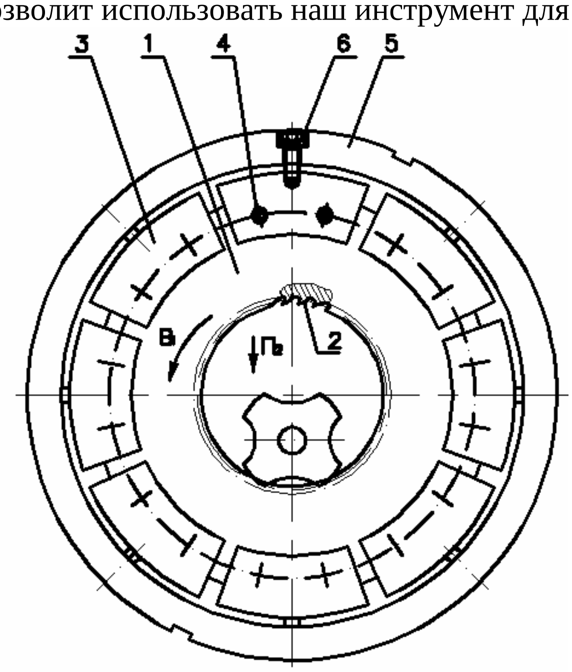


Рис. 3. Инструмент для резки заготовок

Инструмент для резки заготовок содержит металлический диск 1 в виде кольца, режущие зубья 2 на внутренней поверхности металлического диска, растягивающие сегменты 3 создающие натяжение металлического диска, закрепленные к кольцевому элементу болтами 4 ,монтируем в жесткой обойме 5, болтами 6 (рис. 3). Инструмент для резки заготовок собирают следующим образом: к металлическому диску 1 в виде кольца с режущими зубьями 2 на внутренней поверхности металлического диска прикрепляют растягивающие сегменты 3 с помощью болтов 4. Болты 4 закручивают предварительно. Полученную конструкцию базируют по наружной поверхности и торцу в специальном приспособлении. Устанавливают палец, по скользящей посадке, на который устанавливают конструкцию, которую монтируют в жесткую обойму 5 при помощи болтов 6. Окончательно закручивают болты 4, болты 6, тем самым окончательно растягивают металлический диск 1 в виде кольца. Осуществляют обязательный контроль скользящей посадки.

Непрерывное главное вращательное движение осуществляется инструментом для резки заготовок, а движение подачи (поступательное) — заготовкой. Инструмент для резки заготовок изготовлен из легированной конструкционной стали - 40Х.

Данный инструмент позволяет делать порезку на точные мерные заготовки в сечении от 1 мм до 360мм - различных труб и профильных заготовок из различных материалов, таких как алюминий, цинк, свинец, медь, золото, серебро, сплавов — бронзы и латуни, кроме материалов, имеющих абразивные характеристики. Что ценно для часовой, приборостроительной и инструментальной промышленности.

Инструмент для резки заготовок - универсальный, в его состав входит набор металлических дисков 1 различных размеров (d =50; 150; 250; 400мм)

В заключении можно отметить, что использование предлагаемого инструмента для резки заготовок с шириной реза менее 1 мм, позволяет обеспечить жесткость режущего диска, что приводит к обеспечению стабильности по ширине реза, прямолинейности и использование инструмента для обработки различных материалов, в том числе и дорогостоящих.

Список литературы: 1. Родин П. Р. Металлорежущие инструменты / П. Р. Родин. – М.: Высшая школа, 1986. – 482 с. **2.** Справочник конструктора-нструментальщика / В. И. Баранчиков [и др.]. – М.: Машиностроение. 2006. – 524 с. **3.** А.с. 1135674 СССР, Кл. B28D1/12. Отрезной круг и способ его изготовления / И. А. Савичев, В. С. Раев, А. А. Лохов. – № 92009851/08; заявл. 30.11.92; опубл. 27.08.95. **4.** А.с. А08344 Украина МПК 8 В24Д5/12, Инструмент для резки заготовок / А. Н. Михайлов, А. С. Долгих, А. А. Михайлов. – № 7074; заявл. 4.07.11.

ВЫБОР СПОСОБА ПОДАЧИ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СРЕД В ЗОНУ РЕЗАНИЯ ПРИ ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКЕ

Зайцева И.Ю., Ивченко Т.Г. *(каф. ТМ, ДонГТУ, г.Донецк, Украина)*

В настоящее время при обработке лезвийным инструментом наиболее распространены следующие способы подачи смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ): полив свободно падающей струей жидкости; струйно-напорная подача СОЖ; подача СОЖ в распыленном состоянии [1]. Применение СОЖ – наиболее эффективный путь снижения температуры и повышения стойкости режущего инструмента. Для охлаждения инструмента преимущественно используются СОЖ на основе водных растворов, имеющих теплофизические свойства, близкие к свойствам воды.

В представленной работе в качестве основного критерия выбора способа подачи СОЖ в зону резания рекомендуется коэффициент теплоотдачи α, характеризующий основные закономерности конвективного теплообмена и интенсивность отвода тепла от лезвия инструмента, стружки и детали. Для расчета коэффициента теплоотдачи при вынужденной конвекции среды, возникающей в случае принудительного движения охлаждающей жидкости в зоне резания, используется критериальное уравнение [2]:

$$Nu_o = C\varepsilon\, Re_o^m\, Pr_o^n\, Gr_o^p \left(Pr_o / Pr_S\right)^{0,25}, \qquad (1)$$

где *C*, *m*, *p*, *x*, *y*, *z* – коэффициент и показатели степеней, зависящие от способа подачи жидкости в зону обработки; поправка ε учитывает изменение теплоотдачи при наклоне струи под углом φ:

$$\varepsilon = exp\left[-4\cdot 10^6 \left(90^\circ - \varphi\right)^3\right]. \qquad (2)$$

В состав уравнения (1) входят четыре безразмерных комплекса:

$$Nu_o = \alpha\ l/\lambda;\ Re_o = wl/\nu;\ Pr_o = \nu/\omega;\ Gr_o = \beta(\Theta_s - \Theta_o) gl^3/\nu^2, \qquad (3)$$

где Nu_O –критерий Нуссельта; Re_O - критерий Рейнольдса; Pr_O – критерий Прандтля; Gr_O –критерий Грасгофа; α - коэффициент теплоотдачи; *l* – характерный размер; *w* – скорость потока; ν - кинематический коэффициент вязкости среды; ϖ- коэффициент температуропроводности; β - коэффициент объемного расширения; *g* – ускорение свободного падения, Θ_s и Θ_o – температуры поверхности инструмента и охлаждающей среды.

При подаче водных растворов поливом свободно падающей струей жидкости, являющимся самым простым и наиболее распространенным способом, при котором струя направляется как на стружку, так и на инструмент, для определения коэффициента теплоотдачи используется критериальное уравнение в виде:

$$Nu_o = 0{,}28\varepsilon\, Re_o^{0,6}\, Pr_o^{0,36} \left(Pr_o / Pr_S\right)^{0,25} \qquad (4)$$

Из этого уравнения определяется коэффициент теплоотдачи:

$$\alpha_{полив} = 1{,}9\cdot 10^3 \varepsilon\ w^{0.6}/l^{0.4}. \qquad (5)$$

Характерный размер *l* при условии поперечного обтекания тела жидкостью определяется как эквивалентный диаметр:

$$l = d_{экв} = 4F/P = BH/2(B+H), \qquad (6)$$

где *F*– площадь поперечного сечения тела, *P* - полный смоченный периметр этого сечения, *B*, *H* – размеры инструмента.

В связи с тем, что при резании на поверхностях лезвия инструмента в процессе механообработки возникают значительно более высокие температуры, чем 100°С, необходимо учитывать особенности теплообмена при изменении агрегатного состояния жидкости – кипении. В диапазоне температур до 120°С наблюдается пузырьковый режим кипения с максимально возможным образованием и отрывом пузырьков пара от нагретой поверхности, обеспечивающий наибольший эффект от применения СОЖ, с коэффициентом теплоотдачи:

$$\alpha_{к\ пуз} \approx 170(\Theta_S - 100)^{1,86}. \qquad (7)$$

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

$$\alpha_{к\ пл} = 3{,}33 \cdot 10^6 \left(\Theta_S - 100\right)^{-1{,}43}. \tag{8}$$

При температуре свыше 235°C коэффициент теплоотдачи практически не изменяется: $\alpha_к \approx 3{\cdot}10^3$.

Движение жидкости по отношению к нагретому инструменту вносит изменения в процесс кипения. Движущаяся жидкость срывает паровые пузырьки с поверхности тела и ослабляет процесс пузырькового кипения, а также разрушает паровую пленку. Приведенный коэффициент теплоотдачи $\alpha_{пр}$,, учитывающий совместное влияние кипения и конвективного теплообмена (рис. 1), определяется следующим образом: при $\alpha_к \geq 2\alpha$ $\alpha_{пр} \approx \alpha_к$; при $0{,}5\alpha \leq \alpha_к \leq 2\alpha$:

$$\alpha_{пр} = \alpha\left[\left(4\alpha + \alpha_к\right)/\left(5\alpha - \alpha_к\right)\right], \tag{9}$$

где $\alpha_к$ и α - соответственно независимо рассчитанные коэффициенты теплоотдачи при кипении и при конвективном теплообмене.

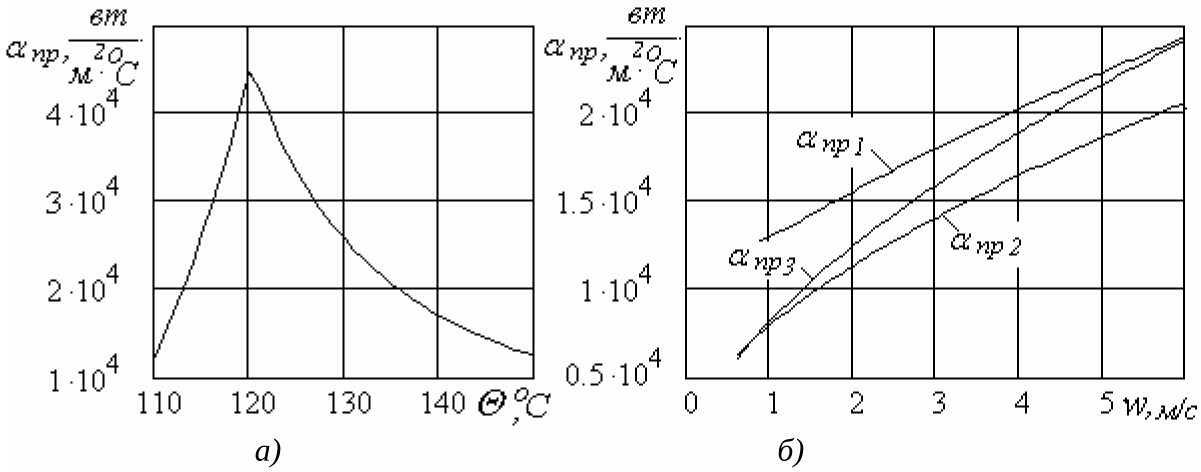


Рис. 1. Графики зависимости приведенного коэффициента теплоотдачи $\alpha_{пр}$ от температуры поверхности Θ (при $\Theta \leq 150$°C) - *а)* и скорости потока жидкости - *б)*: $\alpha_{пр1}$ соответствует $\Theta = 170$°C; $\alpha_{пр2}$ - $\Theta = 220$°C; $\alpha_{пр3}$ - $\Theta > 235$°C.

График зависимости приведенного коэффициента теплоотдачи $\alpha_{пр}$ от температуры поверхности Θ (рис. 1*а*) свидетельствует о том, что о в области температуры 120°C имеет место существенное повышение коэффициента теплоотдачи. При высоких скоростях для всех температур $\alpha_к \leq 0{,}5\alpha$, в связи с чем, коэффициент теплоотдачи практически не зависит от температуры: $\alpha_{пр} \approx \alpha$.

При струйно-напорной подаче водных растворов, сущность которого заключается в подаче СОЖ тонкой струей с давлением до 2 Мпа в зону контакта инструмента с обрабатываемой деталью со стороны задней поверхности, для определения коэффициента теплоотдачи используется критериальное уравнение в виде:

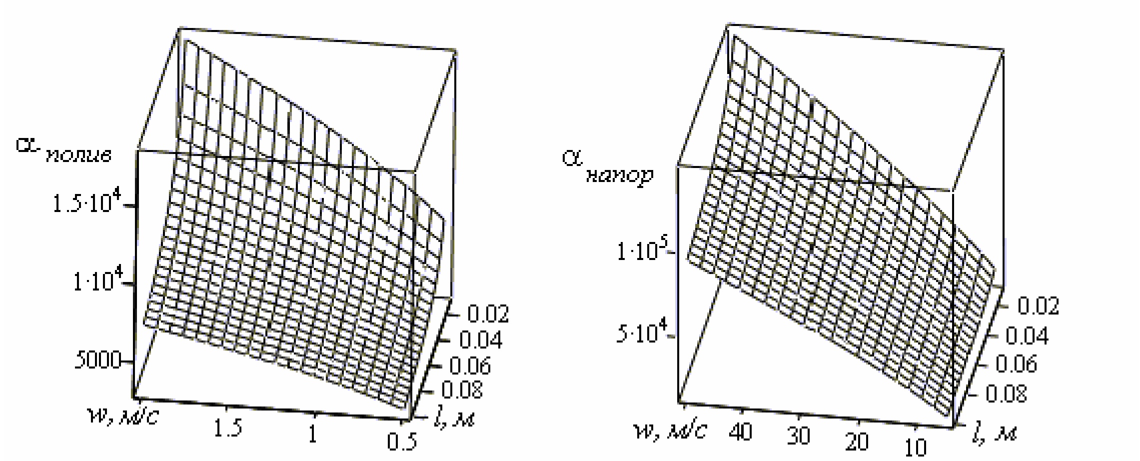
$$Nu_б = 0.021 Re_б^{0,8}\, Pr_б^{0,43} \left(Pr_б / Pr_S\right)^{0,25} \tag{10}$$

В этом случае коэффициент теплоотдачи:

$$\alpha_{напор} = 2{,}6 \cdot 10^3 w^{0.8} / l^{0.2} . \quad (11)$$

Характерный размер *l* при условии продольного обтекания тела жидкостью принимается как размер по направлению ее течения *l* = *H*.

На рис.2 для сравнения представлены графики зависимости коэффициента теплоотдачи α от скорости охлаждающей среды *w* и длины омываемой поверхности *l* при свободном поливе и струйно-напорной подаче СОЖ.



а) б)

Рис.2. Графики зависимости коэффициента теплоотдачи α от скорости охлаждающей среды *w* и длины омываемой поверхности *l*
при свободном поливе - а) и струйно-напорной подаче СОЖ – б)

Таким образом, в результате проведенных исследований установлены закономерности изменения и количественные значения коэффициентов теплоотдачи при поливе свободно падающей струей жидкости и струйно-напорной подаче СОЖ, , позволяющие для заданных параметров обработки выбрать способ подачи с наибольшим значением коэффициента теплоотдачи α.

Список литературы: 1. Справочник по обработке металлов резанием / Ф.Н. Абрамов, В.В. Коваленко, В.Е. Любимов и др. – К.: Техника, 1983. – 239с. **2.** Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. - М.: Машиностроение, 1990. - 288с.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ПРИ МНОГОИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ ОБРАБОТКЕ

Коваленко В.И., Дёмин В.П., Меркулов М.В.
(каф. ТМ, ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

Одним из наиболее производительных методов обработки является метод многоинструментальных наладок, позволяющий обрабатывать несколько поверхностей одновременно, что сокращает время на производство детали. Особенностью указанного метода применительно к токарной обработке является необходимость в подборе общей для всей наладки частоты вращения шпинделя. Так как различные резцы, установленные на суппорте, могут быть изготовлены из различных материалов, то и свойственные для них характеристики инструментального материала резцов, в частности, показатели степеней μ в аналитической зависимости «скорость резания – стойкость» также могут быть различны.

Для подбора общей для инструментов наладки частоты вращения шпинделя могут быть использованы имеющиеся в литературе таблицы. Однако, этот метод ограничен в применении, так как пригоден только для заданных в таблицах интервалов частот вращения шпинделя и наиболее часто применяемых значений μ.

Разработка программного метода подбора общей для всей наладки частоты вращения шпинделя, что позволяет сократить время, необходимое для расчета элементов технологического процесса. При его использовании возможно применение инструментов с произвольными комбинациями величин μ и для любых интервалов значений частот вращения шпинделя. Этот метод основан на аналитическом подборе частоты вращения шпинделя по формуле $\sum_{i=1}^{k}\left(\frac{x}{n_i}\right)^{\mu_i}=1$, где к – количество групп инструментов с различными μ; n_i - частота вращения шпинделя при данном μ_i; х – общая для наладки частота вращения шпинделя.

Для реализации указанного метода разработана программа на языке программирования Turbo Pascal, работающая в интерактивном режиме; алгоритм этой программы приведен ниже.

После ввода исходных данных (количества групп инструментов с различными μ , значений μ и частот вращения шпинделя для каждого инструмента) производится суммирование частот n для инструментов с одинаковыми значениями μ . После анализа введенных частот вращения шпинделя производится автоматическое определение предельных (минимальной n_{min} и максимальной n_{max}) частот.

Из выбранного диапазона частот вращения шпинделя (от n_{min} до n_{max}) по вышеприведенной формуле определяют максимально приближенные, (с заданной погрешностью расчета) значения общей для наладки частоты вращения шпинделя; окончательно принимают значение частоты, погрешность определения которой минимальна.

Запуск программы осуществляется файлом andr.exe. Появляется запрос на ввод количества групп инструментов с различными μ . Для каждой группы инструментов необходимо ввести значения μ , количество резцов и рекомендуемые по нормативам значения частот вращения шпинделя для каждого инструмента. После ввода последнего значения частоты программа обрабатывает введенные данные; результатом работы является единая для всех инструментов наладки общая частота вращения шпинделя. Закрытие программы осуществляется так же, как и закрытие стандартного окна Windows.

В качестве демонстрации работы программы приведен пример расчета многоинструментальной наладки с использованием трех групп инструментов, отличающийся характеристиками материала режущей части.

Введите количество мю
3
Введите 1-е мю
2
Введите количество инструментов с данным мю

2
Введите частоту вращения шпинделя 1-го инструмента
345
Введите частоту вращения шпинделя 2-го инструмента
567
Введите 2-е мю
8
Введите количество инструментов с данным мю
2
Введите частоту вращения шпинделя 1-го инструмента
678
Введите частоту вращения шпинделя 2-го инструмента
32
Введите 3-е мю
6
Введите количество инструментов с данным мю
3
Введите частоту вращения шпинделя 1-го инструмента
355
Введите частоту вращения шпинделя 2-го инструмента
65
Nmax= 678 об/мин
Nmin= 32 об/мин
1| n = 643 при погрешности Ymax =0.00436
2 | n = 644 при погрешности Ymax =0.00328

Окончательно принимаем значение частоты шпинделя n = 644, как имеющее меньшую погрешность вычисления.

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ НЕОДНОЗНАЧНОСТИ СИЛЫ РЕЗАНИЯ В КОЛЕБАТЕЛЬНОМ ДВИЖЕНИИ ПРИ ТОЧЕНИИ

Пашинин А.В., Чернышев Е.А. *(каф. ТМ, ДонНТУ, г. Донецк, Украина)*

При обработке точением возникают колебания, влияющие на параметры качества и точность получаемых размеров. Математическое описание этого процесса дает возможность прогнозировать такие режимы резания, которые позволили бы избежать неблагоприятных динамических условий при точении.

Целью данной работы является построение математической модели колебательной системы при продольном точении и выявление на ее основе экспериментально наблюдаемой разницы сил резания при врезании и отталкивании инструмента в колебательном движении.

Идеей, положенной в основу математической модели является следующее предположение: из-за колебательного движения резца и заготовки изменяются и мгновенные режимы резания, что обусловливает переменность силы резания, которую можно вычислить на основании эмпирической зависимости, если вместо номинальных режимов подставить их мгновенные значения.

При построении математической модели были приняты следующие допущения:

- динамическая система состоит из двух приведенных масс – резца и заготовки;
- резец и заготовка имеют по 3 степени свободы (резец может перемещаться вдоль осей *x*, *y* и *z*, заготовка – перемещаться вдоль осей *y* и *z* и вращаться вокруг своей оси);
- в системе отсутствуют случайные возмущения.

Резец и заготовка совершают малые колебательные перемещения (рис. 1).

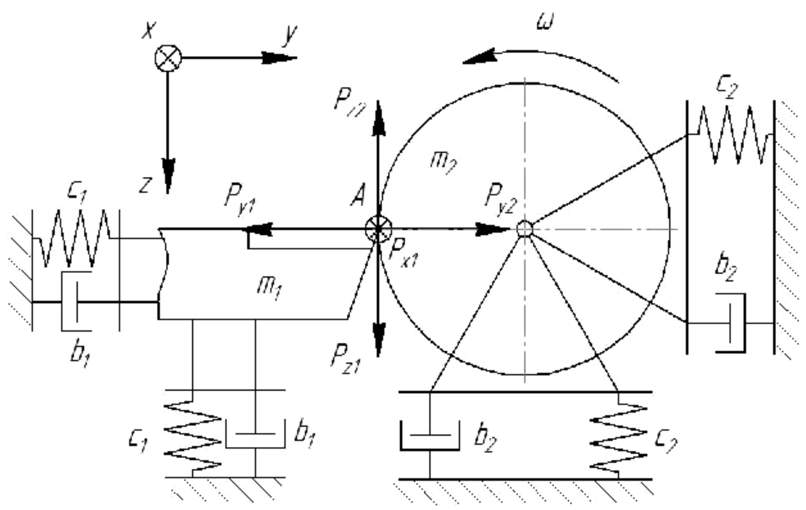
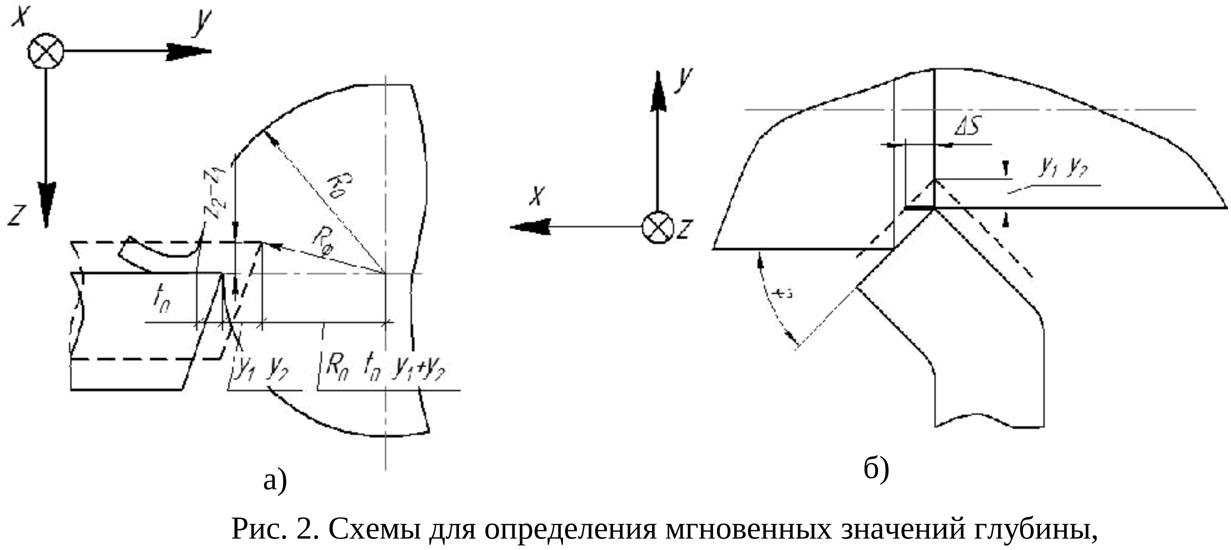


Рис. 1. Общая схема колебательной системы при точении (степени свободы, соответствующие осевым колебаниям резца и крутильным колебаниям заготовки, не показаны)

Эти перемещения и их скорости определяют мгновенные режимы резания, отклоняя их значения от номинальных (рис. 2).



а) б)

Рис. 2. Схемы для определения мгновенных значений глубины, скорости резания (а) и подачи (б)

Исходя из приведенных на рисунке 2 схем, были выведены зависимости мгновенных режимов резания от малых перемещений и их скоростей:

$$V=\left(\omega+\dot{\varphi}_2\right)\cdot\sqrt{\left(z_1-z_2\right)^2+\left(R_0-t_0-y_1+y_2\right)^2}-\dot{z}_1+\dot{z}_2\,;$$

$$t=R_0-\sqrt{\left(z_1-z_2\right)^2+\left(R_0-t_0-y_1+y_2\right)^2}\,;\;\; S=S_0+x_1+\left(y_1-y_2\right)\cdot\mathrm{ctg}\varphi\,,$$

где ω, t_0, S_0 - номинальные угловая скорость вращения заготовки, глубина резания и подача; V, t, S - фактические значения скорости, глубины резания и подачи; R_0 - номинальный радиус заготовки, φ - главный угол в плане.

Найденные зависимости были подставлены в эмпирические формулы для определения составляющих сил резания. Исходя из этого, была составлена система уравнений, описывающих колебания при точении:

$$\left.\begin{aligned}
&m_1\ddot{z}_1+b_1\dot{z}_1+\mathrm{sgn}\left(\dot{z}_1\right)\dot{z}_1^{\,2}+c_1z_1=Pz(z_1,z_2,y_1,y_2,x_1,\dot{z}_1,\dot{z}_2,\dot{\psi}_2),\\
&m_2\ddot{z}_2+b_2\dot{z}_2+\mathrm{sgn}\left(\dot{z}_2\right)\dot{z}_2^{\,2}+c_2z_2=-Pz(z_1,z_2,y_1,y_2,x_1,\dot{z}_1,\dot{z}_2,\dot{\psi}_2),\\
&m_1\ddot{y}_1+b_1\dot{y}_1+\mathrm{sgn}\left(\dot{y}_1\right)\dot{y}_1^{\,2}+c_1y_1=-Py(z_1,z_2,y_1,y_2,x_1,\dot{z}_1,\dot{z}_2,\dot{\psi}_2),\\
&m_2\ddot{y}_2+b_2\dot{y}_2+\mathrm{sgn}\left(\dot{y}_2\right)\dot{y}_2^{\,2}+c_2y_2=Py(z_1,z_2,y_1,y_2,x_1,\dot{z}_1,\dot{z}_2,\dot{\psi}_2),\\
&m_1\ddot{x}_1+b_1\dot{x}_1+\mathrm{sgn}\left(\dot{x}_1\right)\dot{x}_1^{\,2}+c_1x_1=-Px(z_1,z_2,y_1,y_2,x_1,\dot{z}_1,\dot{z}_2,\dot{\psi}_2),\\
&J_2\ddot{\psi}_2+b_2\dot{\psi}_2+\mathrm{sgn}\left(\dot{\varphi}_2\right)\dot{\psi}_2^{\,2}+c_2\psi_2=M(z_1,z_2,y_1,y_2,x_1,\dot{z}_1,\dot{z}_2,\dot{\psi}_2),
\end{aligned}\right\}$$

где m, b, c - приведенная масса, коэффициент диссипации и коэффициент жесткости резца (1) и заготовки (2); Px, Py, Pz - осевая, радиальная и тангенциальная составляющие усилия резания; M - крутящий момент, равный разности момента, развиваемого двигателем, и момента сил резания. В правой части в скобках стоят динамические переменные, от которых, согласно выражениям для фактических режимов, зависит сила резания, причем ψ_2 - малые крутильные колебания заготовки.

В математическую модель был введен квадратичный диссипативный член для учета явления увеличения затухания с увеличением скорости движения.

Система уравнений решалась численно центрированным методом Эйлера с шагом интегрирования 10^{-5}. Полученные результаты сравнивались с опытными данными, приведенными в работах А. И. Каширина [1] и И. С. Амосова [2]. Согласно результатам экспериментов, сила резания при отталкивании резца от заготовки больше, чем при врезании. А значит, сила резания не определяется однозначно относительным положением резца и заготовки. Этот же результат получен нами теоретически (рис. 3).

Обнаруженная нами разница сил при врезании и отталкивании инструмента в колебательном движении давно известна из опытных данных [2]. А.П. Соколовским в 1940-х гг. была сделана попытка объяснить ее различными условиями резания при врезании и отталкивании [3]. Однако, как можно заметить, в разработанной математической модели физические условия резания нигде не фигурируют, они присутствуют лишь в виде эмпирических коэффициентов, описывающих количественную сторону – величину силы резания. Тем не менее указанное явление обнаруживается. Это наводит на мысль, что разница сил объясняется не (только) особенностями процесса резания, а свойствами динамической системы, например нелинейностью затухания, на которую указывают различные авторы как на основной источник происхождения вибраций при резании. Последнее свойство в разработанной модели учтено квадратичным диссипативным членом, при отсутствии которого, к слову, установившийся колебательный режим не устанавливается. На эту особенность моделирования колебаний при резании указывает, в частности, И. Г. Жарков [4]. По причине исключительной сложности рассматриваемого вопроса, не претендуя на окончательное суждение, оставляем его открытым.

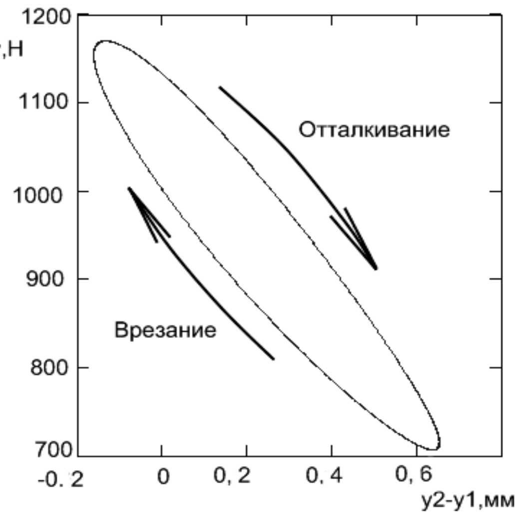


Рис. 3. Зависимость радиальной силы от относительных радиальных перемещений резца и заготовки

Следует отметить характерное свойство исследуемой динамической системы. Изменение сил резания происходит по зависимости, близкой к синусоидальной. Это напоминает используемую во многих теоретических расчетах линейных систем синусоидальную вынуждающую силу, являющуюся причиной *вынужденных* колебаний. В данном же случае природа полученной силы принципиально иная, поскольку устанавливающиеся колебания удовлетворяют критериям *автоколебаний*. Ключевой особенностью силы резания является то, что зависимость ее изменения во времени *заведомо неизвестна*. В рассмотренном случае, при установлении одночастотного колебательного режима, изменение силы резания оказалось близким к синусоидальной зависимости. Однако динамическая система при этом является принципиально нелинейной и автономной, т.е. не зависящей явно от времени, поэтому амплитуда и частота изменения силы определяются внутренними свойствами системы в результате решения уравнений динамики. В качестве таких определяющих свойств мы считаем зависимости мгновенных режимов резания от колебательных перемещений и их скоростей.

Из вышеизложенного можно сделать вывод: поскольку, согласно расчетам, радиальная сила при врезании больше, чем при отталкивании, т.е. не определяется однозначно относительными радиальными перемещениями резца и заготовки, то разработанная математическая модель не противоречит результатам экспериментов.

Список литературы: 1. Каширин А. И. Исследование вибраций при резании металла / А. И. Каширин. - М.-Л.: Изд-во АН СССР, 1944. – 133 с. **2.** Амосов И. С. Осциллографическое исследование вибраций при резании металлов / И.С. Амосов. – М.: Машгиз, 1951. – С. 414 - 485. **3.** Соколовский А. П. Научные основы технологии машиностроения / А. П. Соколовский. - М.: Машгиз, 1955. - 516 с. **4.** Жарков И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И. Г. Жарков. – Л.: Машиностроение, 1986. – 184 с.

ПРИБЛИЖЕННОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ ТИТАНОВОГО СПЛАВА ВТ14

Полтавец В.В., Андреева С.А. (*каф. МСтанки, ДонНТУ, г. Донецк, Украина*)

При определении силы поджима обрабатываемой заготовки к шлифовальному кругу при обработке по упругой схеме необходимо выполнить условие, чтобы радиальная составляющая силы резания (которая уравновешивается силой поджима) не превысила предельного (лимитирующего) значения, которое обусловлено видом обработки, параметрами режима резания, физико-механическими и термодинамическими свойствами обрабатываемого материала. Расчет такого предельного значения при обработке титановых сплавов представляет определенные трудности, так как моделирование силовых факторов процесса шлифования чаще всего проводилось для случая обработки сталей [1]. Составляющие силы резания на круге при шлифовании исходя из плоской модели стружкообразования определяются по формулам [1]

$$P_{z\kappa} = \frac{\left[\dfrac{\sqrt{1+M^2}\,a_z(\tau)\cos\omega}{\sin\beta} + K_з M\mu l_з(\tau)\right] z_p(\tau) b(\tau) C}{1+\left[\dfrac{\sqrt{1+M^2}\,a_z(\tau)\cos\omega}{\sin\beta} + K_з M\mu l_з(\tau)\right] z_p(\tau) b(\tau) \dfrac{4\alpha a\cdot 60 V_\kappa \sqrt{H}\alpha_в}{\lambda V_\partial S\sqrt{\pi}}}; \qquad (1)$$

$$P_{y\kappa} = \left[\frac{\sqrt{1+M^2}\,a_z(\tau)\cos\omega}{\sin\beta} + K_з M\mu l_з(\tau)\right] z_p(\tau) b(\tau)\left(C - \frac{4\alpha a\cdot 60 V_\kappa \sqrt{H}\alpha_в}{\lambda V_\partial S\sqrt{\pi}} P_{z\kappa}\right), \qquad (2)$$

где $M = 1 + 2(\pi/4 - \beta)$– коэффициент, определяемый соотношением нормальных и касательных напряжений σ/τ_S;

$a_z(\tau)$ – максимальная толщина среза, мм;

β, ω – соответственно угол сдвига и угол действия;

$K_з$ – коэффициент, учитывающий закон распределения нормальных напряжений на поверхности контакта зерна с деталью;

μ – коэффициент трения задней поверхности зерна о поверхность резания;

$l_з(\tau)$ – величина площадки контакта зерна, мм;

$z_p(\tau)$ – количество одновременно контактирующих с деталью зёрен;

$b(\tau)$ – ширина единичного среза, мм;

a, λ – соответственно коэффициент температуропроводности, м^2/с, и теплопроводности, Вт/(м·К), обрабатываемого материала;

H – безразмерная полуширина источника тепла;

$\alpha_в$ – коэффициент ввода, учитывающий количество тепла, поступающее в деталь;

S – площадь зоны контакта детали со шлифовальным кругом, мм^2;

C, α – начальная ордината и коэффициент в линейной зависимости, отражающей влияние температурно-скоростных факторов в условиях шлифования на величину касательных напряжений; зависимость имеет вид $\tau_S = C - \alpha T$.

Результаты применения формул (1), (2) в значительной степени обусловлены размерами единичных срезов – длиной, фактической толщиной и шириной среза [2].

Длина сегментообразных срезов рассчитывается по формуле $L = R_\kappa\,\varphi_0$, а длина запятообразных – по формуле: $L = R_\kappa \dfrac{\varphi_0}{2}$, где $R_к$ – радиус шлифовального круга; φ_0 – угол контакта зерна с заготовкой.

Максимальная ширина сегментообразных срезов равна фактической глубине резания. В результате отсутствия непрерывной режущей кромки на рабочей поверхности круга влияние подачи на врезание t на фактическую глубину резания зависит от соотношения подачи и максимальной высоты неровностей профиля поверхности резания $R_{\max}$.

$$t_ф = \begin{cases} t, & при \quad t > R_{\max}; \\ R_{\max} + t, & при \quad t \le R_{\max}, \end{cases} \tag{3}$$

Поскольку удаление материала запятообразными срезами осуществляется также в условиях отсутствия сплошной режущей кромки, то, по аналогии с глубиной резания, максимальную толщину среза необходимо оценивать максимальной фактической его толщиной с учётом соотношения величин $a_{z\max}$ и $R_{\max}$.

Для расчета высоты неровностей поверхности резания была разработана методика, которая позволила установить, что $R_{\max}$ превышает максиальную толщину среза $a_{z\max}$. Тогда толщина единичного запятообразного среза оценивается фактической толщиной среза [2]:

$$a_{z\max ф} = \begin{cases} a_{z\max}, & при \quad a_{z\max} > R_{\max}; \\ a_{z\max} + R_{\max}, & при \quad a_{z\max} \le R_{\max}. \end{cases} \tag{4}$$

Полученные в работе [2] формулы для расчета максимальной толщины запятообразного среза имеют следующий вид:

– при внутреннем и круглом наружном шлифовании

$$a_{z\max} = R_к - \sqrt{R_∂^2 + H^2 - 2R_∂ H \cos\left[\arccos\frac{(R_∂(+) - R_к)(R_∂(+) - t_ф)}{} - \frac{V_∂ l_ф 180}{60 V_к R_∂ \pi}\right]}, \tag{5}$$

где $R_∂$ – радиус детали, мм; $H = R_∂\,(+) - R_к\,(–) + t_ф$; знаки в скобках относятся к круглому наружному шлифованию;

– при плоском шлифовании

$$a_{z\max} = R_к - \sqrt{\left(\frac{V_∂ l_ф}{60 V_к}\right)^2 + R_к^2 - 2\frac{V_∂ l_ф R_к}{60 V_к}\sqrt{\frac{2t_ф}{R_к}}}\,. \tag{6}$$

В формулах (6), (7) $l_ф$ – фактическое расстояние между двумя последовательно контактирующими зернами.

Ширина срезов при отсутствии их перекрытия в поперечном направлении функционально зависит от толщины среза и определяется по форме режущего выступа. Если выступ имеет форму конуса с закругленной вершиной, то поперечная форма среза будет составляться из сегментоподобных и трапецеидальных участков, а ширина среза может быть рассчитана по формуле Е.М.Маслова:

$$b'_z = 2\left(\sqrt{2\rho a_z - a_z^2} + (a'_z - a_z)tg\varepsilon_m\right), \tag{7}$$

где b'_z – ширина профиля для произвольной точки m поперечного сечения;

ρ – радиус округления вершины зерна;

ε_m – угол профиля зерна;

a_z, a'_z – глубины сечения, которые соответствует сегментообразному участку профиля режущего выступа и рассмотренной точке.

При существовании поперечного перекрытия форма поперечного сечения может рассматриваться в виде прямоугольника размерами $S_x \times a_{z\max ф}$. В этом случае ширина среза S_x рассчитывается по формуле:

$$S_x = \frac{S_{зп}^2}{l_{фок} F(t_ф) K_к}, \tag{8}$$

где $S_{зп}$ – расстояние между центрами зёрен на рабочей поверхности круга;
$l_{ф\ ок}$ – фактическое окружное расстояние между зёрнами; $F(t_ф)$ – значение функции распределения зёрен по высоте; $K_к$ – коэффициент контактирования.

Как видно из формул (4)-(8), размеры единичного среза зависят от максимальной высоты неровностей поверхности резания. Высота неровностей (шероховатость) обработанной поверхности при обработке титановых сплавов значительно отличается от той же величины при обработке сталей. Для приближенного определения сил резания при шлифовании с применением существующих математических моделей воспользуемся экспериментальными данными В.П. Цокура о качестве обработанной поверхности образцов из титанового сплава ВТ14 после различных видов шлифования [3].

Как указывает В.П. Цокур, для установившегося рельефа алмазных шлифовальных кругов среднее арифметическое отклонение профиля образцов из сплавов ВТ14 по сравнению с образцами из стали Р6М5Ф3 увеличивается за счет искажений, вызванных пластическими деформациями, в 1,4-1,5 раза.

Приняв допущение, что соотношение между максимальными высотами неровностей профиля $R_{\max}$ идентично соотношению между средними значениями неровностей R_a проверим, как отразится указанная разница на значениях составляющих сил резания. Для этого выполним расчеты по формулам (1)-(2) для быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и титанового сплава ВТ14.

Результаты расчетов приведены в таблице 1.

Таблица 1. Силы резания на алмазном шлифовальном круге 1А1 250×76×15×5 АС6-100/80-4-М2-01 при обработке быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и титанового сплава ВТ14, рассчитанные с помощью математической модели процесса обработки

Обрабатываемый материал	Тангенциальная составляющая силы резания $P_{zк}$, Н	Радиальная составляющая силы резания $P_{yк}$, Н
Быстрорежущая сталь Р6М5Ф3	11,4	24,2
Титановый сплав ВТ14	15,0	29,1
Относительная разность значений сил, %	32	20

Как видно из табл. 1, значения сил резания, полученные при одинаковых режимах и условиях обработки, для быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и титанового сплава ВТ14 различаются в 1,2-1,3 раза. Соответственно, и силу поджима обрабатываемой заготовки к шлифовальному кругу при обработке по упругой схеме для титанового сплава ВТ14 необходимо увеличить на 20 %.

Список литературы: 1. Матюха П.Г. Високопродуктивне шліфування ванадієвих штампових та інструментальних сталей. – Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2008. – 222 с. **2.** Матюха П.Г., Полтавець В.В. Алмазне шліфування з електроерозійними керуючими діями на робочу поверхню круга. – Донецьк: ДонНТУ, 2006. – 164 с. **3.** Цокур В.П. Повышение производительности и качества обработки труднообрабатываемых материалов при алмазном шлифовании с электроэрозионным воздействием на рабочую поверхность круга: Дис.... канд. техн. наук: 05.03.01. – Донецк, 1995. – 257 с.

ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛОВОГО СТАНУ ІНСТРУМЕНТУ ПІД ЧАС ФРЕЗЕРУВАННЯ

Полякова К.В., Івченко Т.Г. *(каф. ТМ, ДонГТУ, м. Донецьк, Україна)*

На працьоздатність різального інструменту та якість обробленої поверхні деталей машин суттєво впливає тепловий стан деталі та інструменту, у зв'язку з чим зростає і актуальність задач по його дослідженню.

В наступний час досить добре розроблені методи досліджень теплового стану інструменту і деталі в умовах сталого теплообміну [1]. Відомі дослідження загальнотеоретичних закономірності опису теплофізичних явищ при несталому теплообміні [2], в тому складі для фрезерування [3], не враховують особливостей формування теплових потоків та стану деталі і вимагають подальшого розвитку.

Метою представленої роботи є розробка методики розрахунку температур в деталі та інструменті під час фрезерування.

Під час схематизації компонентів технологічної системи деталь розглядається як напівскінчений простір, лезо інструменту розглядається у вигляді необмеженого клина з кутом загострення β. Джерело теплоти, що виникає на передній поверхні леза інструмента, представляється двовимірним прямокутним з розмірами bxl (b та l - ширина та довжина контактної площадки стружки з передньою поверхнею леза).

Температурне поле, що виникає в лезі ріжучого інструменту під дією двовимірного прямокутного джерела при несталому теплообміні, описується наступним чином [1]:

$$\Theta\ (x,y,z,\tau)=\frac{K_\beta q}{4\pi\lambda}\int_0^l dx_u \int_{-0,5b}^{0,5b}\frac{\left(1-erf\left[\sqrt{(x-x_u)^2+y^2+(z-z_u)^2}\Big/\sqrt{4\omega\tau}\right]\right)}{\sqrt{(x-x_u)^2+y^2+(z-z_u)^2}}dz_u\ , \quad (1)$$

де K_β - коефіцієнт переходу від необмеженого простору до необмеженого клина: $K_\beta = 4$ для $\beta = 90°$, $K_\beta = 6$ для $\beta = 60°$; q - щільність розподілу теплового потоку; λ – коефіцієнт теплопровідності; R - відстань від будь якої точки тіла $M(x, y, z)$ до місця спалаху джерела $J(x_u, y_u, z_u)$: $R=\sqrt{(x-x_u)^2+(y-y_u)^2+(z-z_u)^2}$.

Розрахунки середньої температури леза досить складні, тому для подальшого аналізу теплового стану інструменту як основний його показник приймається температура характерної точки леза – його вершини (при $\psi = 0$, $\zeta = 0$, $\eta = 0$), яка представлена в безрозмірному вигляді:

$$T(F_o)=\int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha}\frac{\left(1-erf\left[\sqrt{\psi_u^2+\zeta_u^u}\Big/2\sqrt{F_o}\right]\right)}{\sqrt{\psi_u^2+\zeta_u^2}}d\zeta_u\,. \quad (2)$$

де $\psi = x/l$, $\psi_u = x_u/l$, $\zeta = z/l$, $\zeta_u = z_u/l$, $\eta = y/l$ - безрозмірні координати; $\alpha = 0{,}5b/l$ - безрозмірна ширина перерізу; $F_o = \omega\tau/l^2$ - безрозмірний критерій часу, або критерій Фур′є.

Такий опис закону розподілу температур у безрозмірному вигляді дозволяє встановити загальні закономірності зміни температури, які для кожного конкретного варіанта обробки коректуються розмірним коефіцієнтом $P = K_\beta ql/4\pi\lambda$, а температурне поле $\Theta(x,y,z,\tau)=PT(\psi,\eta,\zeta,F_o)$.

Процес фрезерування характеризується наявністю робочих ходів тривалістю t_p, які чергуються з холостими ходами тривалістю t_p. В період робочого ходу відбувається нагрів інструменту, який описується наведеними раніше аналітичними залежностями. В період холостого ходу у відсутності нагріву відбувається охолодження ріжучих кромок за рахунок відведення тепла із зони різання углиб леза. Процес охолодження в цьому випадку описується наступним чином [1]:

$$\Theta_o(F_o) = \Theta(\infty)\exp\left[-0.04F_0\right]; \quad T_o = T(\infty)exp\left[-0.04F_o\right], \tag{3}$$

де $\Theta(\infty)$, $T(\infty)$ – абсолютна та безрозмірна температури при сталому теплообміні.

Циклічний процес зміни температури вершини леза інструменту при уривчастому різанні, представлений на рис. 2, має аналітичний опис:

$$T_ц(\tau) = \begin{cases} T_{нi}(\tau), якщо \quad t_ц(i-1) \le \tau \le (t_p + t_ц i), \quad i = 1,2.....n; \\ T_{oi}(\tau), якщо \quad (t_p + t_ц(i-1)) \le \tau \le t_ц i. \end{cases}$$

$$T_{нi}(\tau) = \int\limits_0^1 d\psi_u \int\limits_{-\alpha}^{\alpha} \frac{\left(1 - erf\left[\sqrt{\psi_u^2 + \zeta_u^u} \Big/ 2\sqrt{\omega_o(\tau - (t_p + \Delta t_{i-1}))}\right]\right)}{\sqrt{\psi_u^2 + \zeta_u^2}} d\zeta_u; \tag{4}$$

$$T_{oi}(\tau) = T_{нi}(t_p + \Delta t_{i-1})exp\left[-0.04\omega_o(\tau - t_p)\right]; \qquad \Delta t_{i-1} = 0,$$

де $\omega_o = \omega/l^2$; $t_ц$ - тривалість циклу: $t_ц = t_p + t_x$; $\Delta\tau_i$ - період часу, що коректує початок відліку температури нагріву $T_{н(i+1)}(t_p + t_ц i + \Delta\tau_i)$ в кожному наступному циклі з обліком охолодження в передуючому $T_{oi}(t_ц i)$: для кожного циклу $\Delta\tau_i = x_i$ розраховується чисельними методами як корінь рівняння:

$$\int\limits_0^1 d\psi_u \int\limits_{-\alpha}^{\alpha} \frac{\left(1 - erf\left[\sqrt{\psi_u^2 + \zeta_u^u} \Big/ 2\sqrt{\omega_o(t_p + x_i)}\right]\right)}{\sqrt{\psi_u^2 + \zeta_u^2}} d\zeta_u = T_{нi}(t_p +$$

.

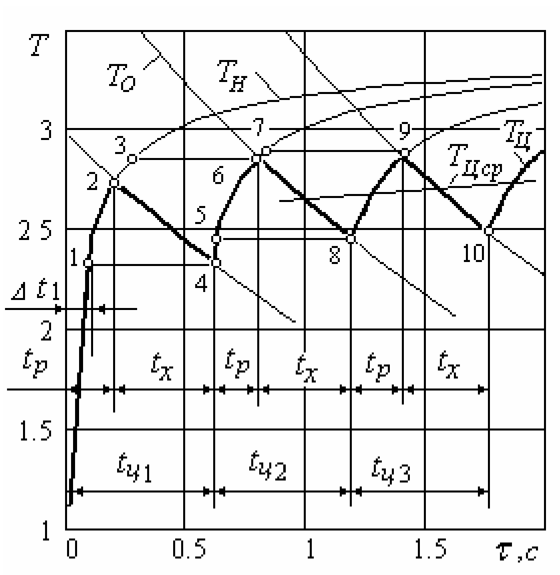


Рис 1. Графіки зміни безрозмірної температури вершини леза фрези

Графіки на рис. 1 побудовані для обробки фрезами з твердосплавними пластинами Т15К6 (коефіцієнт температуропровідності ω = 0,100·10^{-4} м^2/с) в умовах, що забезпечують розміри контактної площадки стружки з передньою поверхнею леза l = 1мм, b = 2мм, тривалість робочого ходу t_p = 0,2с, холостого t_x = 0,4с.

У першому циклі $t_{ц1}$ в початковий момент часу спостерігається різке зростання температури протягом першого робочого ходу t_p до точки 2 ($T_{н1}(t_p)$ = 2,75) на кривій нагріву T_H, а потім протягом холостого ходу t_x відбувається охолодження до точки 4 ($T_{o1}(t_ц)$ = 2,34) на кривій охолодження T_O. Розраховане значення $\Delta\tau_1$ = 0,08. У наступному циклі $t_{ц2}$ нагрів в період робочого ходу $t_р$ походить від точки 4 до точки 6 ($T_{н2}(t_р+t_ц) = 2{,}86$) по кривій, відповідній ділянці 1-3 кривої нагріву T_H, потім знов відбувається охолодження до точки 8 ($T_{о2}(2t_ц) = 2{,}44$). Розраховане значення $\Delta\tau_2 = 0{,}617$. Наступний цикл $t_{ц3}$ починається в точці 8, нагрів протягом робочого ходу $t_р$ відбувається по кривій 8-9 ($T_{н3}(t_р+ 2t_ц) = 2{,}88$), відповідній ділянці 5-7, охолодження закінчується в крапці 10 ($T_{о3}(3t_ц) = 2{,}45$), потім процес знов повторюється. Розраховане значення $\Delta\tau З_1 = 1{,}203$ свідчить про те, що з погрішністю 0,3% процес стабілізується - нагрів і охолодження врівноважуються, і може вважатися сталим.

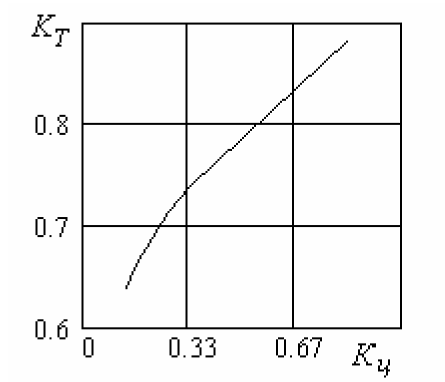


Рис. 2. Графіки коефіцієнтів зниження рівня температур під час уривчастого різання в порівнянні з безперервним

Середній рівень температури, досягнутої при сталому уривчастому різанні $T_{Цср}$ нижче, ніж при безперервному $T(\infty)$, що може бути порівняно за допомогою наступного коефіцієнта: $K_T = T_{Цср} / T(\infty)$.

Графіки залежності коефіцієнтів зниження рівня температур при уривчастому різанні в порівнянні з безперервним K_T від співвідношень робочих і холостих ходів наведені на рис. 2 (тривалість циклу постійна $t_ц$ = const, зміна тривалості робочого ходу характеризується коефіцієнтом $K_ц = t_р/t_ц$). Прийнято, що $T(\infty) \cong T(100) \cong 3{,}5$.

Джерело теплоти на поверхні деталі представляється смуговим швидкорухомим з розміром L, який визначається довжиною контакта деталі з лезом інструменту в межах зносу по його задній поверхні h ($L = h$).

Температурне поле в деталі для швидкорухомого смугового джерела описується аналітичним виразом [1]:

$$\Theta(x, y) = P_o \int_0^{\Delta} \frac{f(\psi_u) d\psi_u}{\sqrt{\psi - \psi_u}} \exp\left(-\frac{Pe}{4} \cdot \frac{\nu^2}{\psi - \psi_u} \right), \qquad \textbf{(5)}$$

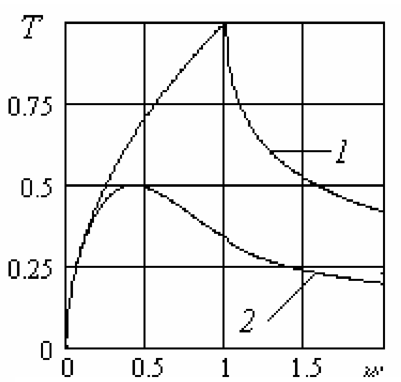


Рис. 3. Розподіл безрозмірних температур на поверхні деталі

де $P_o = ql / \lambda_\partial \sqrt{\pi Pe}$ - розмірний коефіцієнт; $f_1(\psi_u) = 1$, $f(\psi_u) = \exp\left[-k_0 (\psi_u)^2\right]$ - рівномірна та нормальна несиметрична функції розподілу щільності теплових потоків; $Pe = Vl/\omega_\partial$ - критерій Пеклє.

Розподіл безрозмірних температур на поверхні деталі для рівномірного (крива 1) та нормального (крива 2) законів розподілу щільності теплових потоків $T(\psi)$ (координата ν=0). Максимальне значення безрозмірних $T_{1\max}$ і $T_{2\max}$ та розмірної температур $\Theta_{\max}$ з урахуванням їх координат згідно з рис. 3:

$T_{2max}(0.5,0) = 0.5$; $T_{1max}(1,0) = 1$; $\Theta_{\max} = P_o\, T_{\max}$.

Розроблена методика дозволяє розраховувати температуру в будь якій точці деталі.

Висновки. В результаті проведених досліджень розроблена методика аналітичного визначення температур в деталі та інструменті під час фрезерування з урахуванням уривчастого різання в умовах сталого теплообміну. Встановлений вплив співвідношення між тривалістю робочого і холостого ходів на температуру, що дає оцінку зниження температури інструменту під час уривчастого різання порівняно з безперервним для різних умов обробки.

Перелік літератури: 1. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах / А.Н. Резников, Л.А. Резников. - М.: Машиностроение, 1990. –288с. **2.** Івченко Т.Г. Дослідження теплового стану ріжучого інструменту в умовах нестаціонарного різання / Т.Г. Івченко // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. - Донецьк, ДонНТУ, 2006.- Випуск 110.- С.17-23.**3.** Ивченко Т.Г. Теоретические исследования теплового состояния торцовых фрез / Т.Г. Ивченко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – Краматорськ: ДДМА, 2006. - Вип.19. - С.33-39.

DETERMINATION OF THE CALCULUS RELATION OF THE CUTTING TOOL WEAR AT DRILLING OF THE STAINLESS STEEL 10TiMoNiCr175

Vlase A., Blăjină O.,Vlase B. *(PUB, Bucharest, Romania)*

1. INTRODUCTION

The metallic material processing is determined by physical-chemical and technological properties of material and cutting tool [4]. The researches in cutting domain have as purpose the cutting process economic optimization. In time, these allowed to create new materials for tools and sensible choice for the tools geometric parameters and cutting regime [6].

The stainless steels require specific methods for the determination of the relations of the cutting process [1]. But the process difficulty is due to the cutting tool wear which growths in comparison with ordinary steels [7]. For the stainless steels processing it is very important to know the cutting tool wear function. It can be presented in terms of four independent variables: the diameter D, the feed f, the tool speed v and the time of cutting t. This paper presents a method to determine the cutting tool wear function VB = f(D, f, v, t) for drilling of the analyzed stainless steel, with respect to the specific working conditions.

2. MEANS AND CONDITIONS DURING THE EXPERIMENTS

The means and the cutting conditions during the experiments are given below:

- the machine tool: a GC_0 32 DM3 drilling device with a Morse cone 4;
- the cutting tool: Rp5 high-speed steel spiral drill with the Rockwell Hardness Number = 62; the geometric features of the drill have met the requirements of the R1370/2-69 standard, A_1 type cutting, with diameters within the range 10 through 30 mm;
- the cooling and lubricating fluid: P 20% emulsion.

The Table 1 shows the chemical characteristics of the stainless steel 10TiMoNiCr175 (STAS 3583-87). The Table 2 shows the mechanical characteristics of this studied steel.

Table 1. Percentage chemical characteristics [%]

C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	Ti	S	P
0.08	1.0	2.0	17.5	2.5	12	0.4	0.02	0.04

Table 2. Mechanical characteristics (at 20^0 C)

Tensile strength R_m [MPa]	Flowing limit R_{02} [MPa]	Elongation A [%]	Hardness [HB]
560	210	36	220

3. EXPERIMENTAL RESULTS AND DATA PROCESSING

The technical literature [3, 4, 5] provided the equation (1), which has been the starting point in the analysis of the cutting tool wear for drilling:

$$VB = C_{VB} \cdot D^x \cdot f^y \cdot v^z \cdot t^w \quad [\text{mm}] \tag{1}$$

where: D is the diameter; f is the feed; v is the tool speed; t is the time of cutting; C_{VB} is a constant; x, y, z, w are polytropic exponents.

In order to the C_{VB} constant and the x, y, z, w polytropic exponents were estimated, the equation (1) has been linearized by using the logarithm. It obtained the equation:

$$\lg VB = \lg C_{VB} + x \cdot \lg D + y \cdot \lg f + z \cdot \lg v + w \cdot \lg t \tag{2}$$

The Table 3 shows a selection of the most conclusive experimental results for this steel.

Table 3. Experimental results

Exp. No.	D [mm]	f [mm/rot]	n [rot/min]	v [m/min]	t [min]	VB [mm]
1	12	0.12	355	13.38	27.4	0.72
2	16	0.20	280	14.06	13.8	0.49
3	20	0.12	280	17.59	17.6	0.75
4	12	0.20	355	13.38	14.4	0.74
5	20	0.20	280	17.59	10.2	0.77
6	24	0.32	224	16.88	18.3	0.48
7	18	0.12	355	20.06	23.6	1.66

If the data of the first five experiments from the Table 3 are substituted in the equation (2), then a linear inhomogeneous system of five equations with five unknowns (x, y, z, w, lg C_{VB}) is obtained:

$$\begin{cases} \lg 0.72 = \lg C_{VB} + x\lg 12 + y\lg 0.12 + z\lg 13.38 + w\lg 27.4 \\ \lg 0.49 = \lg C_{VB} + x\lg 16 + y\lg 0.20 + z\lg 14.06 + w\lg 13.8 \\ \lg 0.75 = \lg C_{VB} + x\lg 20 + y\lg 0.12 + z\lg 17.59 + w\lg 17.6 \\ \lg 0.74 = \lg C_{VB} + x\lg 12 + y\lg 0.20 + z\lg 13.38 + w\lg 14.4 \\ \lg 0.77 = \lg C_{VB} + x\lg 20 + y\lg 0.20 + z\lg 17.59 + w\lg 10.2 \end{cases} \tag{3}$$

The system (3) has the solution: $C_{VB} = 2.58 \cdot 10^{-3}$; x = -2.16; y = 0.126; z = 4. 72; w = 0.057.

The formula of the cutting tool wear on the tool putting surface at drilling of the stainless steel 10TiMoNiCr175 is obtained by inserting the above solution in the equation (1):

$$VB = 2.58 \cdot 10^{-3} \cdot D^{-2.16} \cdot f^{0.126} \cdot v^{4.27} \cdot t^{0.057} \quad [\text{mm}] \tag{4}$$

The data of the last two experiments, included in the Table 3, allow the verification of the relation (4).

The relation (4) permits the determination of the wear on the putting surface, in the case of a couple: stainless steel 10TiMoNiCr175 - Rp5 high-speed spiral drill, depending on the work parameters and cutting conditions. It allows to establish values for the tool speed, the feed, the tool diameter and the durability, in conditions of a certain wear.

For different admissible values of the cutting tool wear, given by the specialized literature, from the relation (4) it can be obtained the cutting tool speed. For example, for spiral drills with the diameter D ≤ 10 mm, it is recommended VB = 0.4 mm [7]; for t = T, where T is the economical durability of the cutting tool, is obtained:

$$v_{VB=0.4} = \frac{3.25 \cdot D^{0.51}}{T^{0.013} \cdot f^{0.029}} \quad [\text{m/min}] \tag{5}$$

By tracing the cutting tool wear function diagrams with respect to the work parameters, using Maple software [2], the diagrams resulted are shown in Figures 1 to 4 valid only for drilling of the stainless steel 10TiMoNiCr175 with a Rp5 high-speed steel spiral.

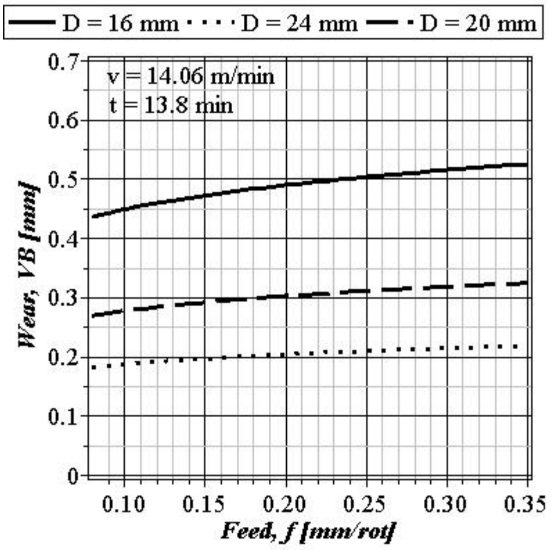


Fig.1. The wear variation depending on the feed for different diameters

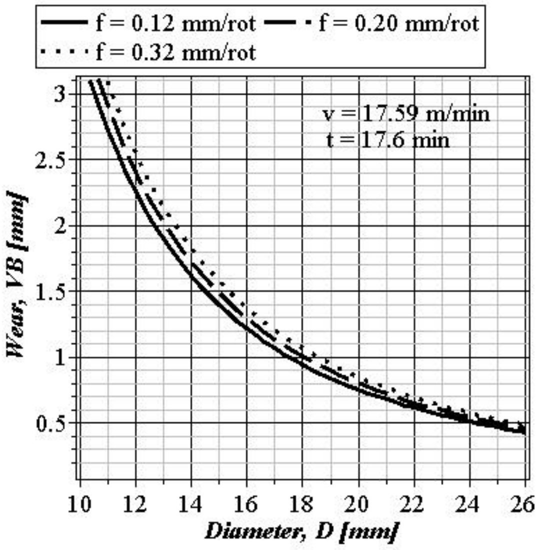


Fig.2. The wear variation depending on the diameter for different feeds

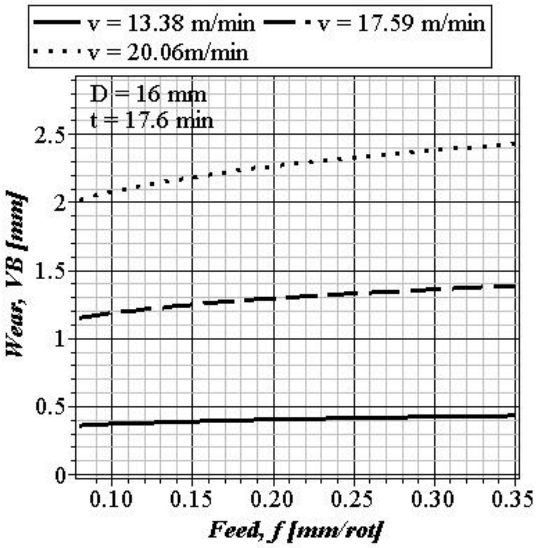


Fig.3. The wear variation depending on the feed for different tool speeds

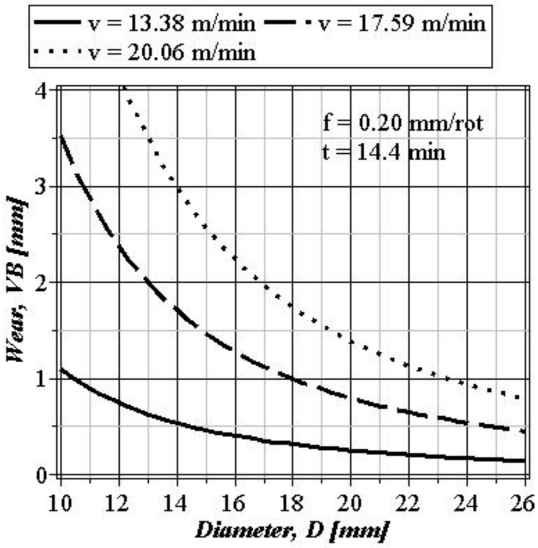


Fig.4. The wear variation depending on the diameter for different tool speeds

4. CONCLUSION

The analysis of the formula of the cutting tool wear (4) and the diagrams from Figures 1 to 4, has lead to the following conclusions:

- the wear increases with the feed, for different tool diameters or tool speeds;
- the wear decreases exponentialy with the diameter, for different feeds or tool speeds;
- the wear increases exponentialy with the tool speed, for different feeds or tool diameters.

This presented method for the calculus of the tool wear VB, in certain processing conditions, has the advantages: the reduction of the time for experimental determination of the material and tools amount, that it is more economic that other methods; the determinations can be relatively easily obtained and the wear may be measured starting with the first pass.

The results of this paper can be taken into consideration in the theoretical technical research. They can be implemented in the manufacturing activity. Our further studies aim these problems for another steels classes.

References: **1.** Barlier, C., Girardin, L., Memotech productique, materiaux et usinage, Ed. Casteilla, ISBN 2-7135.2051.7, pp.215-218, Paris, 1999. **2.** Blăjină, O., Maple în matematica asistată de calculator, Ed. Albastră, ISBN 973-650-007-1, pp.142-144, Cluj-Napoca, 2001. **3.** Schnadt, R., Austenitischen Stahlfräsen, ZWF CIM, Vol.86, No.6, Verlag, pp. 312-315, ISSN 0932-0482, München, 1991. **4.** Trent, E.M., Wright, P.K., Metal cutting, 4th Edition, Butterworth Heinemann, ISBN 0-7506-7069-X, pp.256-274, Boston, 2000. **5.** Vlase, A., Contributions to the studies on the machinability of cutting romanian make stainless steels, PhD Thesis, Polytechnic Institute Bucharest, 1977. **6.** Vlase, A., Blăjină, O., On the relations of the cutting tool wear for turning and drilling of the steel 20MoCr130, "Academic Journal of Manufacturing Engineering", vol. 3, nr. 1/2005, pp.75-81, Ed. Politehnica Timişoara, ISSN 1583-7904. **7.** Vlase, A. et al., Tehnologii de prelucrare pe maşini de găurit, Ed. BREN, ISBN 978-973-648-633-3, pp.136-141, Bucharest, 2009.