

УДК 519.3

Н.С. Равская, д.т.н., проф.*Национальный технический университет Украины "КПИ"***Л.С. Мельничук, доц.***Житомирский государственный технологический университет*

СИЛОВЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРИ СВЕРЛЕНИИ

В работе предложена методика расчета сил резания при сверлении с учетом динамики процесса.

Общие сведения. При сверлении основными силовыми характеристиками, которые определяются действиями двух главных режущих кромок, двух ленточек (фасок) и поперечной режущей кромки (перемычки), являются окружная сила P_o и осевая сила P_{oc} или сила подачи.

Методы определения сил резания, независимо от вида обработки, подразделяются на три группы: экспериментальные, по эмпирическим зависимостям и теоретические.

Экспериментальные методы определения сил резания с использованием соответствующей аппаратуры – динамометр, то есть непосредственное измерение необходимых составляющих в заданных условиях обработки.

Эти методы используются, главным образом, для получения необходимой информации (экспериментальных данных), необходимой для получения эмпирических зависимостей по расчету сил резания и для оценки и выбора конкретных условий проведения процесса, а также экспериментальный метод является неотъемлемой частью проверки и тестирования теоретических расчетов силовых характеристик.

Вопросам экспериментального метода определения сил резания и создания динамометрической аппаратуры для применения сил резания посвящены работы [1–3 и др.].

Экспериментальный метод определения сил резания особое значение имеет для диагностики состояния режущего инструмента, процесса резания и адаптивных систем управления.

Ко второй группе методов определения силовых характеристик относится определение сил с помощью эмпирических формул, а также таблиц и номограмм, составленных по этим формулам.

Наиболее распространенными эмпирическими зависимостями являются зависимости типа [1, 4, 5 и др.], полученные с

помощью математической обработки результатов экспериментов по измерению сил резания:

$$P = C_p \cdot t^{x_p} \cdot S^{y_p} \cdot V^{n_p} \cdot K_\gamma \cdot K_\varphi \cdot K_{h_3} \cdot K_M, \quad (1)$$

где t и S – глубина и подача;

V – скорость резания;

X_p, Y_p, n_p – показатели степеней;

C_p – постоянный коэффициент, определяемый характеристиками процесса резания, не вошедшими непосредственно в данную зависимость;

$K_\gamma, K_\varphi, K_{h_3}, K_M$ – коэффициенты, учитывающие влияние на силу переднего угла γ , главного угла в плане φ , величины износа задней поверхности инструмента h_3 и механических свойств обрабатываемого материала.

Формулы типа (1) с определенной степенью точности позволяют определить силы резания, но только для тех условий, при которых они были получены. Кроме того, эти формулы не имеют физического смысла и пригодны только для управления процессом в заданных условиях. Даже небольшое изменение в геометрических параметрах инструмента, разности физико-механических характеристик обрабатываемого и инструментального материалов, состояния оборудования и других неучтенных факторов приводили к большим ошибкам, что отмечается многими работами [3, 6 и др.].

Развитие механики процесса резания, теории пластичности, методов испытания механических свойств металлов и прочих разделов механики твердого тела создало предпосылки разработки теоретических методов силовых характеристик.

Теоретическим методам определения сил резания посвящены работы А.М. Розенберга, Ю.А. Розенберга, М.М. Седакова, С.С. Симена, М.Ф. Полетики, А.С. Верешаки, Н.И. Зорева, С.А. Васина, В.С. Кушнера и др.[3, 6–14].

Теоретические методы расчета сил резания базируются на основных положениях кинематики процесса резания, механики твердого тела и пластического деформирования [8, 15–20].

Анализируя существующие теоретические методы расчета сил резания, можно отметить, что они отличаются друг от друга, главным образом, учетом влияния множества факторов, определяемых процесс резания, и допущениями, принятыми в том или другом методе расчета.

Рассматривая задачу повышения динамической устойчивости сверла и его работоспособности в целом за счет совершенствования его конструкции и геометрии, выбор метода расчета сил резания в

этом случае должен определяться максимально возможным учетом геометрических параметров режущего клина инструмента. Обоснованность такого подхода в выборе метода расчета заключается в определяющем влиянии, наряду с режимами резания, обрабатываемых и инструментальных материалов и геометрии инструмента на значение сил резания, что доказано многочисленными исследованиями [1, 21, 22 и др.]. В этой связи наиболее применим для расчета сил резания при сверлении метод, изложенный в работах [12, 15].

Расчет сил резания при сверлении. Основными конструктивными особенностями спирального сверла являются (рис. 1):

- наличие пяти режущих кромок: двух главных, одной поперечной (состоящей из двух частей) и вспомогательных (ленточек);
- изменение передних углов вдоль главных режущих кромок;
- большие отрицательные значения и изменения передних углов вдоль поперечной кромки;
- изменение задних углов вдоль главных режущих кромок.

В предложенном автором методе расчета сил учитываются эти конструктивные особенности режущей части сверла. Кроме того, учитывается действие сил, возникающих на задних поверхностях ленточек сверла. Учет действия, как указывается в работе [13], следует осуществлять при определении крутящего момента, так как эти силы имеют наибольшее плечо. Такое утверждение не вполне правомерно, так как силы трения, которые возникают на задних поверхностях ленточек сверла, оказывают существенное значение и на осевую силу. Подтверждением этому являются всевозможные подточки ленточек, направленные на снижение сил трения, что доказано экспериментальными исследованиями [23–25 и др.].

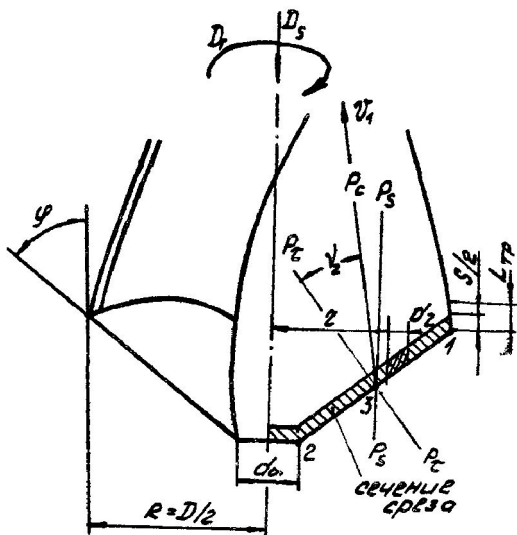


Рис. 1. Схема работы спирального сверла (показано расположение плоскостей: рабочей P_s , главной секущей P_r и схода стружки P_c в т. 3 посредине главной режущей кромки)

При расчете принято, что на главных режущих кромках толщина срезаемого слоя постоянна и больше величины $1,74\rho$ (ρ – радиус округления режущей кромки). Поэтому влияние радиуса округления режущей кромки на силы резания предлагается определять по следующим формулам:

$$C_p = 1,5 \tau_p \varepsilon \rho, \tag{2}$$

или

$$U_p = 1,5 \tau_p (3,17\varepsilon + 1) \text{tg } \omega,$$

где C_p и U_p – удельные силы на режущей кромке;

τ_p – касательное напряжение по поверхности сдвига, определяемое:

– по характеристике геометрии сжатия:

$$\tau_p = 0,667 \sigma'(c + 1),$$

где C – коэффициент предельного упрочнения, значения которого для различных обрабатываемых материалов указаны в [12];

– для пластичных материалов по твердости стружки:

$$\tau_p = 0,185 HV_{\text{стр.}};$$

– для малопластичних матеріалів по вихідній твердості і коефіцієнту предельної упругості C :

$$\tau_p = 0,165C \cdot HB;$$

– по істинному пределу прочности при растяжении (рекомендується K_τ):

$$\tau_p = K_\tau \cdot S_b,$$

где S_b – предел прочности при растяжении:

– с учетом температуры деформации:

$$\tau_p = S_b(1 - \theta_g^\circ/2000),$$

где θ_g – температура деформации, которая может быть принята $\theta_g \sim 400^\circ$ [12].

При работе главных режущих кромок сверла имеют место условия несвободного и косоугольного резания. Глубина резания при этом определяется радиусом сверла ($D/2$). Так как отношение подачи, приходящейся на один режущий элемент ($S/2$), к глубине резания очень мало, то определение толщины и ширины срезанного слоя условиями несвободного резания практически не учитываются. При определении толщины срезанного слоя для данного элементарного участка главной режущей кромки может быть учтено применение общего направления схода стружки за счет имеющегося распределения углов сплошности стружки (рис. 1):

$$a_g = \frac{s}{2} \cdot \frac{\sin \varphi}{\cos \nu_2},$$

где ν – угол между плоскостью деформации и главной секущей плоскостью, который для сверла согласно [13] равен

$\nu_2 \approx \arcsin\left(0,17 + 0,15 \cdot \frac{d_0}{D}\right)$ (угол наклона главной режущей кромки

сверла положительный);

d_0 – диаметр сердцевины сверла;

φ – главный угол в плане.

С целью определения значений силовых характеристик сверла в работах [12, 13] предложены формулы для расчета удельных сил на передней (C_{nn} и U_{nn}) и задней (C_{zn} и U_{zn}) поверхностях:

$$C_{nn} = \tau_p(\varepsilon + 1); \quad (3)$$

$$U_{nn} = \tau_p(\varepsilon + 1) \cdot \operatorname{tg} \omega; \quad (4)$$

$$C_{zn} = 1,5\tau_p \cdot \varepsilon \rho \cdot k\rho + \mu' \sigma_T \cdot h_3; \quad (5)$$

$$U_{3n} = 1,5\tau_3 (3,17\varepsilon + 1)\rho \cdot k\rho \cdot \operatorname{tg}\omega + \sigma_T \cdot h_3, \quad (6)$$

где ε – относительный сдвиг, который ориентировочно для рабочих режимов по заданному переднему углу равен:

$$\varepsilon = \varepsilon_{\gamma=0} (1 - \gamma^0 \cdot k_\gamma). \quad (7)$$

В этой формуле (7) $\varepsilon_\gamma = 0$ и k_γ определяется из соответствующих таблиц по группе обрабатываемых материалов и виду обработки [12].

В формулах (5) и (6):

ρ – радиус округления режущей кромки в рабочем состоянии режущего клина и равен для быстрорежущего инструмента $\rho = 0,005 \dots 0,025$ мм и для твердосплавного $\rho = 0,015 \dots 0,025$ мм;

k_ρ – поправочный коэффициент, определяемый размером зоны тонких срезов, и для пути резания рассчитывается по формуле:

$$k_\rho = \sqrt{\frac{a}{1,74\rho}} \text{ при } a < 1,74\rho;$$

$$k_\rho = 1 \text{ при } a > 1,74\rho;$$

σ_T – предел текучести;

h_3 – фаска затупления по задней поверхности.

Крутящий момент на сверле состоит из крутящих моментов, создаваемых главными режущими кромками (M^I), поперечной кромкой (M^{II}) и ленточками (M^I), то есть:

$$M = M^I + M^{II} + M^I. \quad (8)$$

Согласно методике, изложенной в работах [12, 13], главные режущие кромки и каждую половину поперечной режущей кромки делят на элементарные участки, положение и размеры которых определяют радиусами r и их приращением $dr/\sin\varphi$ и dr (на поперечной режущей кромке при $\varphi_{нк} = 90^\circ$). На каждый элементарный участок действует окружная сила dP_0 , создающая элементарный момент:

$$DM^I = 2rdP_0^I;$$

$$M^{II} = 2rdP_0^{II}.$$

По данным работ [78, 79] для спирального сверла:

$$dP_0^I = \frac{dr}{\sin\varphi} \left[\tau_\rho (k_3^I \varepsilon_0 + 1) \cdot \frac{S}{2} \cdot \frac{\sin\varphi}{\cos\nu_2} + 1,5\tau_\rho \cdot k_3^I \cdot \varepsilon\rho_\varepsilon \cdot k_\rho^I + \frac{r}{R} \cdot \mu' \cdot \sigma_T \cdot h_3^I \right]; \quad (9)$$

$$dP_0^{\Pi} = dr \left[\tau_p (k_3^{\Pi} \varepsilon + 1) \cdot \frac{S}{2} + 1,5\tau_p \cdot k_3^{\Pi} \cdot \varepsilon \rho_1 \cdot k_p^{\Pi} + \mu' \cdot \sigma^T \cdot h_3^{\Pi} \right], \quad (10)$$

где h_3^{Γ} и h_3^{Π} – ширина фасок износа по задним поверхностям главных и поперечной режущих кромок.

На главных режущих кромках износ по задним поверхностям распределяется неравномерно, с максимальной величиной у периферии. Поэтому перед членом, содержащим величину износа, стоит множитель (принимают распределение величины износа вдоль режущей кромки по закону треугольника).

Суммируя элементарные моменты, получаем:

$$M^{\Gamma} + M^{\Pi} = 2 \int_{KR}^R \left[\tau_p (k_3^{\Gamma} \varepsilon + 1) \cdot \frac{S}{2 \cos \nu_2} + \frac{1,5}{\sin \varphi} \tau_p k^{\Gamma} \cdot \varepsilon \rho^{\Gamma} \cdot k_p^{\Gamma} + \frac{r}{R \sin \varphi} \cdot \mu' \cdot \sigma_T \cdot h_3^{\Gamma} \right] \cdot r \cdot dr + 2 \int_0^{KR} \left[\tau_p (k_3^{\Pi} \varepsilon + 1) \cdot \frac{S}{2} + 1,5\tau_p k_3^{\Pi} \cdot \varepsilon \rho^{\Pi} \cdot k_p^{\Pi} + \mu' \cdot \sigma_T \cdot h_3^{\Pi} \right] \cdot r \cdot dr, \quad (11)$$

где $k = \frac{d_0}{D}$ в соответствии с [21] зависит от диаметра сверла D и диаметра сердцевин d и колеблется в пределах $k = 0,125 \dots 0,3$.

K_{γ}^{Γ} зависит от величины переднего угла каждого элементарного участка главных режущих кромок и, следовательно, от радиуса r . Поэтому интегралы с K_{γ}^{Γ} определены приближенно по формуле парабол:

$$\int_a^b f(x) \cdot dx \approx \frac{b-a}{6} [f(a) + 4f(c) + f(b)],$$

где $c = \frac{a+b}{2}$.

Учитывая относительно малые размеры диаметра сердцевин сверла d_0 , K_{γ}^{Γ} принимается постоянным и равным некоторой средней величине. В этом случае распределение нагрузки вдоль режущей перемычки принимается равномерным.

Крутящий момент, создаваемый ленточками сверла, определяется силами трения на задних поверхностях и действием округления режущих кромок:

$$C_{zn}^K = 1,5\tau_p \cdot \varepsilon \cdot k_{\gamma}^{\Pi} \cdot \rho_{\Pi} \cdot K_{\rho} + \mu' \cdot \sigma_T \cdot f_0,$$

где f_0 – ширина ленточки, в соответствии с [21] $f_0 = 0,4\sqrt{D}$.

Момент на ленточках сверла определяется как

$$M^{\Pi} = C_{3n}^{\Pi} \cdot D \cdot L_{TP},$$

где в соответствии с [22] $L_{TP} \approx 0,07D$.

Принимая распределение нагрузки на передней поверхности и округлении вдоль главной режущей кромки с учетом $\bar{k}_{\gamma}^{\Gamma}$, после определенных преобразований в работе [12] предложена следующая формула для подсчета крутящего момента при сверлении:

$$M = M^{\Gamma} + M^{\Pi} + M^{\Pi} = \tag{12}$$

$$= \frac{D^2}{4} \cdot \left[(\bar{C}_{nn}^{\Gamma} + k^2 \bar{C}_{nn}^{\Pi}) \cdot \frac{S}{2} + \bar{C}_{3n}^{\Gamma} / \sin \varphi + k^2 \cdot \bar{C}_{3n}^{\Pi} + 0,3 \bar{C}_{3n}^{\Pi} \right],$$

где

$$C_{nn}^{\Gamma} = \tau_p \cdot (\bar{k}_{\gamma}^{\Gamma} \cdot \varepsilon_0 + 1);$$

$$C_{n3}^{\Gamma} = 1,5 \tau_p \cdot \bar{k}_{\gamma}^{\Gamma} \cdot \varepsilon_0 \cdot \rho^{\Gamma} + 0,66 \mu' \cdot \sigma_T \cdot h_3^{\Gamma};$$

$$\bar{k}_{\gamma} = \frac{1}{3} \left[\frac{k_{\gamma(R)}^{\Gamma} + k_{\gamma(k;R)}^{\Gamma}}{1+k} + 2k_{\gamma}^{\Gamma} \cdot \left(\frac{1+k}{2} \cdot R \right) \right];$$

$$\bar{C}_{nn}^{\Pi} = \tau_p \cdot (\bar{k}_{\gamma}^{\Pi} \cdot \varepsilon_0 + 1);$$

$$\bar{C}_{3n}^{\Pi} = 1,5 \tau_p \cdot \bar{k}_{\gamma}^{\Pi} \cdot \varepsilon_0 \cdot \rho^{\Pi} + \mu' \cdot \sigma_T \cdot h_3^{\Pi},$$

где ε_0 – относительный сдвиг и $\gamma = 10^{\circ}$ для сверл из быстрорежущих сталей $\varepsilon_0 = 30$. Поправочный коэффициент k_{γ} учитывает изменение ε_0 за счет изменения переднего угла и определится по [13].

Согласно [13] при определении осевой силы резания силами, действующими на ленточках сверла, можно пренебречь. Тогда:

$$P_{oc} = P_{oc}^{\Gamma} + P_{oc}^{\Pi} = 2 \int_{k \cdot R}^R dP_{oc}^{\Gamma} + 2 \int_0^{k \cdot R} dP_{oc}^{\Pi}, \tag{13}$$

где
$$dP_{oc}^{\Gamma} = \frac{dr}{\sin \varphi} \cdot \left\{ \tau_p (k_{\gamma}^{\Gamma} \varepsilon_0 + 1) \cdot \operatorname{tg} \omega^e \cdot \frac{S \sin \varphi}{2} + \tag{14}$$

$$+ 1,5 \tau_p \rho^{\Pi} (3,17 k_{\gamma}^{\Gamma} \varepsilon_0 + 1) \cdot \operatorname{tg} \omega^{\Pi} \right] \sin \varphi_{np} + \frac{r}{R} \cdot \sigma_T \cdot h_3^{\Pi} \cdot \sin \varphi \};$$

$$dP_{oc}^{\Pi} = dr \cdot \left[\tau_p (k_{\gamma}^{\Pi} \varepsilon_0 - 1) \cdot \operatorname{tg} \omega^{\Pi} \cdot \frac{S}{2} + \tag{15}$$

$$+ 1,5 \tau_p \rho^{\Pi} (3,17 k_{\gamma}^{\Pi} \varepsilon_0 + 1) + \sigma_T h_3^{\Pi} \right];$$

$\varphi_{np} = \varphi - \nu_2$ (без учета условий несвободного резания).

На главных режущих кромках $K_{\gamma} = f(\gamma)$ и $\operatorname{tg} \omega = f(\omega)$. На

основе обработки многочисленных экспериментов в работе [13] рекомендуется принимать $\text{tg}\omega = 0,18\varepsilon = 0,18\varepsilon_0 \cdot k_\gamma = k_\gamma \cdot \text{tg}\omega_0$ и $\text{tg}\bar{\omega}^r = \bar{k}_\gamma^r \cdot \text{tg}\omega_0$ (ω_0 – угол действия при $\gamma = 10^\circ$).

Используя найденное значение \bar{k}_γ^r и соответствующее распределение нагрузки вдоль главной режущей кромки, формула для определения осевой силы принимает вид:

$$\begin{aligned}
 P_{oc} = 2(P_{oc}^r + P_{oc}^n) = 2 & \left[U_{nn} R(1-k) \cdot \frac{S}{2} \cdot \sin(\varphi - \theta_2) + \right. \\
 + \bar{U}_\rho^r R(1-k) \cdot \frac{\sin(\varphi - \nu_2)}{\sin \varphi} + \bar{U}_n^r R(1-k) + \bar{U}_{nn}^n \cdot \frac{S}{2} \cdot kR + & \\
 + kRU_{zn}^n \Big] \approx D \left\{ \frac{S}{2} \cdot [\bar{U}_{nn}^r \cdot (1-k) \cdot \sin(\varphi - \nu_2) + k \cdot U_{nn}^n] + \right. & \quad (16) \\
 + \left. \left[\bar{U}_\rho^r \cdot \frac{\sin(\varphi + \nu_2)}{\sin \varphi} + \bar{U}_n^r \right] \cdot (1-k) + k \cdot U_{zn}^n \right\}, &
 \end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned}
 \bar{U}_{nn}^n &= \tau_\rho \cdot (\varepsilon_0 \cdot \bar{k}_\gamma^n + 1) \cdot \bar{k}_\gamma^n \cdot \text{tg}\omega_0; \\
 U_{nn}^r &= \tau_\rho \cdot (\varepsilon_0 \cdot \bar{k}_\gamma^r + 1) \cdot \bar{k}_\gamma^r \cdot \text{tg}\omega_0; \\
 \bar{U}_\rho^r &= 1,5\tau_\rho \cdot (3,17\varepsilon_0 \cdot \bar{k}_\gamma^r + 1) \cdot \rho^3 \cdot \bar{k}_\gamma^r \cdot \text{tg}\omega_0; \\
 U_n^r &= 0,5(1-k) \cdot \sigma_T \cdot h_3^r; \\
 \bar{U}_{zn}^n &= 1,5\tau_\rho \cdot \rho^n \cdot (3,17\varepsilon_0 \cdot \bar{k}_\gamma^n + 1) \cdot \bar{k}_\gamma^n \cdot \text{tg}\omega_0 + \sigma_T \cdot h_3^n.
 \end{aligned}$$

Выводы. Данная методика получения теоретических формул для расчета сил при сверлении может быть использована для сверл различных конструкций. Это является ее основным достоинством. Кроме того, она допускает использование уточненных составляющих формул расчета. Вместе с тем, учитывая принятые допущения, полученные по данной методике, формулы определения силовых характеристик ориентированы на стандартные сверла и требуют доработки с целью создания более универсальных, учитывающих изменения геометрических параметров режущей части сверла с учетом геометрии задней поверхности, способов ее заточки, формы передней поверхности и ее подточек, изменения геометрии поперечной кромки и ее подточек, конструкции ленточек сверла. Это может быть осуществлено, прежде всего, при разработке общих подходов в определении геометрических параметров инструментов.

ЛИТЕРАТУРА:

1. *Бобров В.Ф.* Основы теории резания металлов. – М.: Машгиз, 1975. – 343 с.
2. *Понетика М.Ф.* Приборы для измерения сил резания и крутящих моментов. – М.: Машгиз, 1963. – 106 с.
3. Резание металлов и инструмент / Под ред. А.М. Розенберга. – М.: Машиностроение, 1964. – 227 с.
4. *Залого В.А.* Расчет режимов резания при точении, сверлении, фрезеровании. – К., 1994. – С. 29–39.
5. Справочник технолога-машиностроителя / Под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. Т. 2. – М.: Машиностроение, 1986. – 496 с.
6. *Зорев Н.Н.* Расчет проекции силы резания. – М.: Машиностроение, 1958. – 54 с.
7. *Зорев Н.Н.* Главная сила резания и новая методика ее расчета. – М.: Машгиз, 1948. – С. 147–175.
8. *Зорев Н.Н.* Вопросы механики процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 363 с.
9. *Розенберг А.М., Еремин А.Н.* Элементы теории процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 319 с.
10. *Седонов Л.М.* Уравнение расчета силы резания. – Томск: Томский дом ученых, 1956.
11. *Симен С.С.* Метод подобия при резании металлов. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с.
12. *Розенберг Ю.А., Тахман С.И.* Силы резания и методы их определения. Ч. I. Общие положения. – Курган, 1995. – 129 с.
13. *Розенберг Ю.А., Тахман С.И.* Силы резания и методы их определения // Расчет сил резания при различных видах обработки. – Курган, 1995. – С. 52–59.
14. *Васин С.А., Верецака А.С., Кушнер В.С.* Резание металлов. – М.: Изд-во МГТУ им. Баумана, 2001. – С. 102–106.
15. *Полетика М.Ф.* Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. – М.: Машиностроение, 1969. – 160 с.
16. *Розенберг А.М., Розенберг О.А.* Механика пластичного деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания. – К.: Наук. думка, 1996. – 329 с.
17. *Остафьев В.А.* Расчет динамической прочности режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1979. – 168 с.

18. *Виноградов А.А.* Расчет усадки стружки и длины контакта ее с резцом // Сверхтвердые материалы. – 1979. – № 2. – С. 58–63.
19. Физические основы процесса резания металлов // В.А. Остафьев, И.П. Стабон, В.А. Румбешта и др.; Под ред. В.А. Остафьева. – К.: Вища шк., 1976. – 136 с.
20. *Мазур Н.П.* Определение действительных напряжений на задней поверхности режущего клина // Резание и инструмент в технологических системах. Вып. 53. – Харьков: ХГПУ, 1999. – С. 199–205.
21. *Родин П.Р.* Металлорежущие эксперименты. – К.: Вища шк., 1974. – 431 с.
22. *Грановский Г.И., Грановский В.Г.* Резание металлов. – М.: Высш. шк., 1985. – 304 с.
23. *Яшин Г.Г.* Стружколомающее сверло новой конструкции. – Куйбышев: Книжное изд-во, 1962. – 21 с.
24. *Резников А.Н., Яшин Г.Г.* Спиральные сверла НПІЛ // Сборник материалов Всесоюзного совещания по спиральным сверлам. – М., 1966. – С. 22–38.
25. *Холмогорцев Ю.П.* Оптимизация процессов обработки отверстий. – М.: Машиностроение, 1979. – С. 104–128.

РАВСКАЯ Наталья Сергеевна – доктор технических наук, профессор, заведующая кафедрой инструментального производства Национального технического университета Украины «КПИ».

Научные интересы:

- проектирование режущего инструмента;
- динамика резания.

МЕЛЬНИЧУК Людмила Степановна – доцент Житомирского государственного технологического университета.

Научные интересы:

- проектирование режущего инструмента;
- динамика резания.

Подано 25.02.06