

УДК 621.9.06

Модель системы напряжений и параметров деформирования срезаемого слоя в зоне резания

Р.Ю. Некрасов^a, У.С. Путилова^b, Е.В. Корешкова^c, Д.А. Харитонов^d

Тюменский государственный нефтегазовый университет, Тюмень, Россия

^asyncler@mail.ru, ^bulyana_tobolsk@mail.ru, ^cmtkm12@tsogu.ru, ^ddenis8x8@gmail.com

Статья поступила 11.08.2013, принята 20.11.2013

Рассмотрена взаимосвязь деформаций срезаемого слоя с распределением напряжений в зоне резания и нагружением режущего клина инструмента. Приведены результаты исследований контактных характеристик процесса резания при точении жаропрочных сталей и сплавов в технологически целесообразном диапазоне изменения режимов обработки. Представлено современное состояние вопроса о деформировании срезаемого слоя при точении жаропрочных сталей и сплавов с позиции положений теории пластических деформаций. Показано, что деформирование обрабатываемого материала характеризуется величиной относительного сдвига ε и усадкой стружки ξ при резании, а также геометрическими параметрами, определяющими расположение равнодействующей силы резания в условной плоскости сдвига и на передней поверхности инструмента. В результате проведенных исследований установлены параметры деформирования срезаемого слоя и система напряжений, действующих в зоне резания, позволяющие сформировать модель нагружения режущего инструмента, что необходимо для прогнозирования его работоспособности при лезвийной обработке высокопрочных труднообрабатываемых материалов.

Ключевые слова: напряжения, пластические деформации, срезаемый слой, относительный сдвиг, усадка стружки, зона резания.

Model of the system of strains and cut-down layer deformation parameters in the cutting zone

R. Yu. Nekrasov^a, U.S. Putilova^b, E.V. Koreshkova^c, D.S. Kharitonov^d

Tyumen State Oil and Gas University, Tyumen, Russia

^asyncler@mail.ru, ^bulyana_tobolsk@mail.ru, ^cmtkm12@tsogu.ru, ^ddenis8x8@gmail.com

Received 11.08.2013, accepted 20.11.2013

The interrelation of the cut-down layer strain with the stress distribution in the cutting area and the tool wedge loading have been considered. The investigation results of the cutting process contact characteristics when turning heat-resistant steels and alloys in the technologically appropriate range of the operating modes variation have been given. The current state of the problem of the cut-down layer strain when turning heat-resistant steels and alloys from the perspectives of the plastic collapse theory has been produced. It has been shown that the deformation of the material being machined is characterized by the value of relative shear ε and chips shrinkage ξ when cutting, as well as the geometric parameters that determine the location of the resultant cutting force in the conditional shear plane and on the front surface of the tool. As a result of the conducted studies, the cut-down layer strain parameters and the system of strains acting in the cutting area that allow forming the loading model of a tool have been determined. It is necessary to predict its performance in the edge cutting machining of high strength difficult-to-cut materials.

Keywords: strains, plastic deformation, cut-down layer, relative shear, chips shrinkage, cutting zone.

Введение

В качестве общепринятой характеристики напряженного состояния материала, деформируемого в зоне резания, часто используют касательные напряжения τ_F в условной плоскости сдвига. В работах А.М. Розенберга и А.Н. Еремина [1] параметр τ_F устанавливается, исходя из гипотезы равенства удельных работ в условиях одинаковых деформаций при пластическом сжатии и резании.

Постановка проблемы. Определяя касательные напряжения τ_F при резании, Н.Н. Зорев пришел к следующему выражению:

$$\tau_F = A \cdot \varepsilon^m \approx A \cdot 2,5^m, \quad (1)$$

где A , m – константы для данного обрабатываемого материала;

ε – относительный сдвиг при резании.

Проведение экспериментальных исследований и уточнение полученных ранее зависимостей привело М.Ф. Полетику [2] к следующему:

$$q_{F=0,28} S_K, \quad (2)$$

где q_F – средние касательные контактные напряжения на передней поверхности инструмента при резании;

S_K – действительный предел прочности на растяжение обрабатываемого материала.

С учетом результатов исследований обрабатываемости жаропрочных сталей и сплавов С.С. Силин ре-

комендует определять касательные напряжения в плоскости сдвига с использованием зависимостей:

$$q_F = 0,6875 \cdot \tau_F, \quad (3)$$

$$\tau_F = (1,1 - 1,3) \cdot \sigma_b. \quad (4)$$

Деформирование срезаемого слоя и силовое нагружение зоны резания в общем случае иллюстрируются схемой, представленной на рис. 1, где:

R_{mn} – равнодействующая силы резания;

Φ_0 – угол сдвига;

ω – угол действия;

a – толщина среза;

V – скорость резания;

γ – передний угол реза;

α – задний угол реза;

N – нормальная составляющая равнодействующей силы резания на передней поверхности реза;

F – касательная составляющая равнодействующей силы резания на передней поверхности реза;

N_ϕ – нормальная составляющая равнодействующей силы резания в условной плоскости сдвига;

F_ϕ – касательная составляющая равнодействующей силы резания в условной плоскости сдвига;

q_N – средние нормальные контактные напряжения на передней поверхности реза;

q_F – средние касательные контактные напряжения на передней поверхности реза;

$q_{N\phi}$ – средние нормальные контактные напряжения в условной плоскости сдвига;

τ_F – средние касательные контактные напряжения в условной плоскости сдвига.

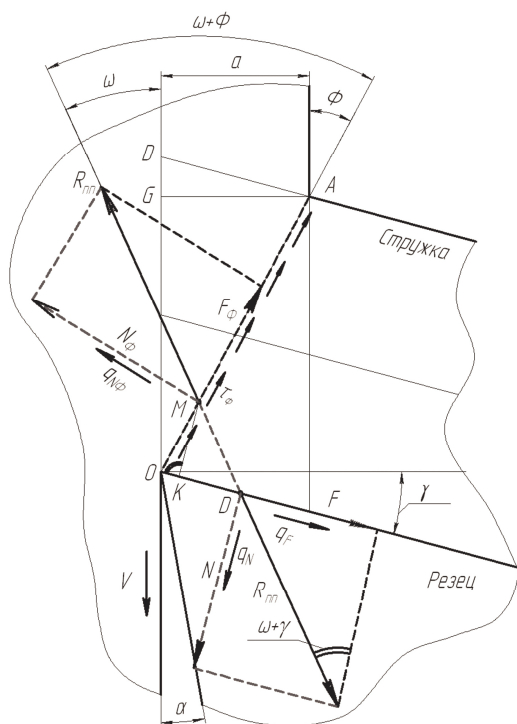


Рис. 1. Схема к определению положения равнодействующей силы резания R_{mn} в условной плоскости сдвига OA и на передней поверхности инструмента

В соответствии со схемой, представленной на рис.1, равнодействующая R_{mn} силы резания на передней поверхности, направленная относительно вектора скорости резания V под углом действия ω , проходит через условную плоскость сдвига в точке M и, соответственно, через точку D на передней поверхности инструмента [3].

Следует отметить, что в зоне резания момент составляющей силы резания N_ϕ относительно режущей кромки O должен быть уравновешен, т. е. должно выполняться условие:

$$N_\phi \times OM = N \times OD. \quad (5)$$

На основе обобщения результатов проведенных экспериментальных исследований Ю.А. Розенберг [4] представляет величину R_{mn} силы резания на передней поверхности инструмента в виде:

$$R_{mn} = \tau_F (\varepsilon + 1) \cdot (a \times \varepsilon), \quad (6)$$

где ε – относительный сдвиг при резании;

a, ε – толщина и ширина среза.

Соотношение параметров контактного взаимодействия на передней поверхности инструмента и параметров деформирования срезаемого слоя адекватно описывается установленной Л.С. Седоковым зависимостью:

$$\frac{q_F}{\tau_F} \cdot \left(\frac{c}{a}\right) \cdot \frac{1}{\xi} = 1, \quad (7)$$

где c/a – относительная длина контакта стружки с резцом по передней поверхности инструмента;

c – длина контакта стружки с резцом по передней поверхности инструмента;

ξ – усадка стружки.

По данным Ю.А. Розенберга величина относительной длины контакта (c/a) определяется выражением вида:

$$c/a = \xi^m \left[\xi \cdot (1 - 2tg\gamma) + \frac{n}{\cos\gamma} \right]. \quad (8)$$

Результаты экспериментальных исследований соотношения параметров c/a и ξ , полученные М.Ф. Полетикой [2], в сравнении с данными авторов, полученными при точении жаропрочных сталей и сплавов, представлены на рис. 2.

Применительно к используемому на практике диапазону режимов резания [5, 6], модель (8) адекватна (при ограничении параметров $m = 0 \div 0,1$; $n = \xi - 1$), если ее представлять в виде:

$$c/a = \xi \cdot (1 - 2tg\gamma) + \frac{\xi - 1}{\cos\gamma}. \quad (9)$$

Отсюда, с учетом зависимости (7), получаем:

$$q_F = \tau_F \cdot \left[(1 - 2tg\gamma) + \frac{\xi - 1}{\xi \cdot \cos\gamma} \right]. \quad (10)$$

Для единичного сечения среза ($a \times \varepsilon = 1 \text{ мм}$) с учетом соотношения нормальной N и касательной F со-

ставляющих силы резания R_{nn} на передней поверхности инструмента получаем:

$$R_{nn} = N \cdot \cos \gamma + F \cdot \sin \gamma = q_N \left(\frac{c}{a} \right) \cdot \cos \gamma + q_F \left(\frac{c}{a} \right) \cdot \sin \gamma. \quad (11)$$

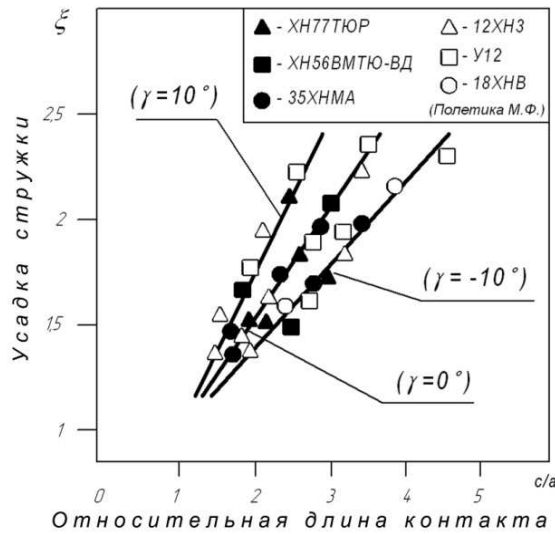


Рис. 2. Связь относительной длины контакта c/a и усадки стружки ξ при различных углах γ

Отсюда, на основании выражения (6), следует:

$$q_N \left(\frac{c}{a} \right) \cdot \cos \gamma + q_F \left(\frac{c}{a} \right) \cdot \sin \gamma = \tau_F (\varepsilon + 1). \quad (12)$$

Относительная длина контакта c/a с учетом зависимости (12) может быть представлена в виде:

$$\frac{c}{a} = \frac{\tau_F (\varepsilon + 1)}{q_N \cdot \cos \gamma + q_F \cdot \sin \gamma} \quad \text{и} \quad \frac{c}{a} = \frac{\tau_F \cdot \xi}{q_F}. \quad (13)$$

После несложных преобразований зависимостей (13) следует:

$$\xi \cdot (q_N \cdot \cos \gamma + q_F \cdot \sin \gamma) = q_F (\varepsilon_{кин} + 1). \quad (14)$$

В результате получаем модель соотношения нормальных и касательных контактных напряжений на передней поверхности инструмента во взаимосвязи с параметрами деформирования срезаемого слоя в процессе резания:

$$q_N = \frac{q_F \left(\frac{\varepsilon + 1}{\xi} - \sin \gamma \right)}{\cos \gamma}. \quad (15)$$

С учетом (11) – (15) зависимость для определения коэффициента трения стружки μ по передней поверхности инструмента представляем в виде:

$$\mu = \frac{q_F}{q_N} = \frac{\cos \gamma}{\left(\frac{\varepsilon + 1}{\xi} - \sin \gamma \right)} = \frac{\xi \cdot \cos \gamma}{\varepsilon - \xi \cdot \sin \gamma + 1}. \quad (16)$$

Так как $\mu = \text{tg} (\omega + \gamma)$, модель угла действия получаем в виде:

$$\omega = \left[\left(\arctg \frac{\xi \cdot \cos \gamma}{\varepsilon - \xi \cdot \sin \gamma + 1} \right) - \gamma \right], \quad (17)$$

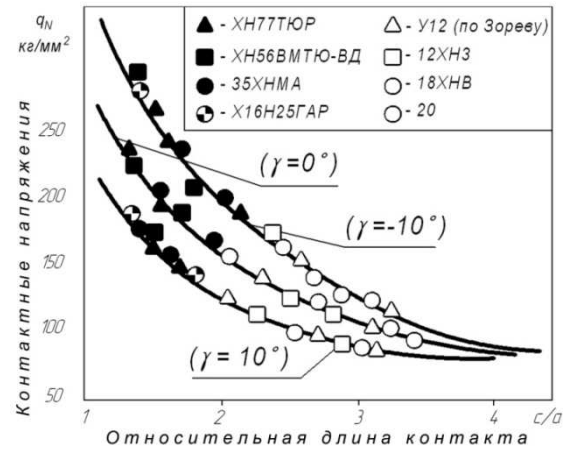


Рис. 3. Связь относительной длины контакта c/a реза с нормальными контактными напряжениями q_N на передней поверхности при резании инструментом с различными передними углами γ

Анализ полученных результатов. В результате экспериментальных исследований параметров контактного взаимодействия и деформирования срезаемого слоя при точении жаропрочных сталей и сплавов авторамами получены представленные на рис. 3-4 зависимости в сравнении с данными, полученными А.М. Розенбергом, Н.Н. Зоревым и М.Ф. Полетикой.

С учетом схемы, представленной на рис. 1, в условной плоскости сдвига получаем:

$$\text{tg} (\omega + \Phi) = \frac{N_\Phi}{F_\Phi} = \frac{q_N \phi}{\tau_F}, \quad (18)$$

или

$$q_N \Phi = \tau_F \cdot \text{tg} \left[\Phi - \gamma + \left(\arctg \frac{\xi \cdot \cos \gamma}{\varepsilon - \xi \cdot \sin \gamma + 1} \right) \right]. \quad (19)$$

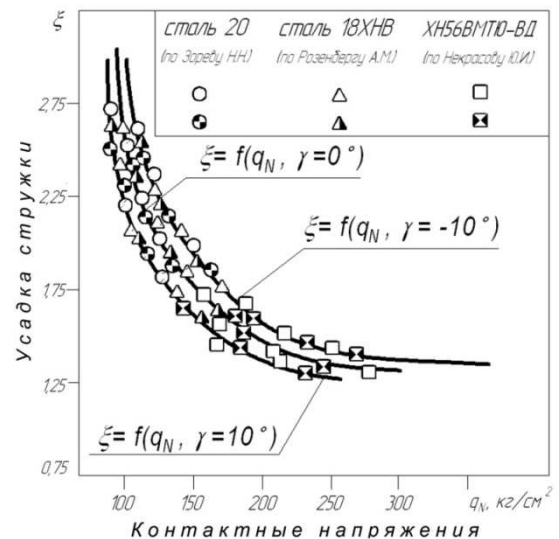


Рис. 4. Соотношение усадки стружки ξ и нормальных контактных напряжений q_N на передней поверхности при резании инструментом с различными передними углами γ при различных толщинах среза a

Анализ представленной на рис. 5 схемы распределения нормальных и касательных напряжений в условной плоскости сдвига OA , полученной на основе обобщения известных данных, показывает, что в точке A , находящейся на свободной поверхности, величины главных напряжений должны определяться выражениями $\sigma_1 = 0, \sigma_2 = \sigma_A$.

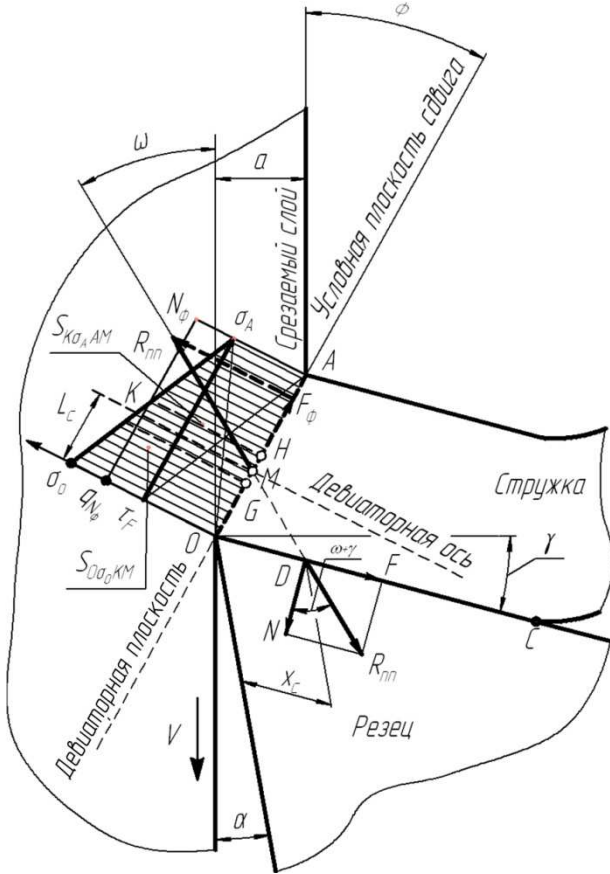


Рис. 5. Схема распределения нормальных q_N и касательных q_F напряжений в условной плоскости сдвига

В работах П. Оксли показано, что при наличии гидростатического давления в условиях пластического деформирования материала (т. е. при $\mu = 0,5$) нормальные и касательные напряжения должны быть равны [7]. При плоском деформированном состоянии третье главное напряжение σ_3 определяется известной зависимостью:

$$\sigma_3 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}. \quad (20)$$

В результате с учетом известных соотношений получаем:

$$(\sigma_x + \sigma_y) = (\sigma_1 + \sigma_2) = \sigma_A = \tau_F. \quad (21)$$

Исследованиями Г.Л. Куфарева, М.Г. Гольдшмидта, В.А. Говорухина и др. показано, что величина τ_F вдоль условной плоскости сдвига практически не изменяется.

Из этого следует, что в соответствии со схемой на рис. 5 гидростатическое давление от точки A к точке O должно изменяться линейно, т. е.:

$$q_{N\phi} = \frac{\sigma_0 + \sigma_A}{2}. \quad (22)$$

Отсюда
$$\sigma_0 = 2q_{N\phi} - \sigma_A, \quad (23)$$

где
$$q_{N\phi} = \tau_F \cdot \operatorname{tg}(\omega_{кин} + \Phi_{кин}). \quad (24)$$

Применительно к используемым на практике режимам резания, обуславливающим переход от сливной к формированию суставчатой и образованию элементной стружки [8, 9], величины $\epsilon_0 \approx 2,5$ и $\xi_0 \approx 2,0$; $[\gamma = 0^\circ]$; $\operatorname{tg}(\omega + \Phi) \approx \operatorname{tg} 54^\circ \approx 1,376$, получаем:

$$\sigma_0 = 2 \cdot \tau_F \operatorname{tg}(\omega + \Phi) - \tau_F = 1,75 \tau_F \approx \sqrt{3} \tau_F. \quad (25)$$

В соответствии с известным условием пластичности Губера-Мизеса пределы текучести на растяжение σ_T и на сдвиг τ_T связаны зависимостью $\sigma_T = \sqrt{3} \tau_T$, что также подтверждает полученный результат (25).

Учитывая, что обобщенной характеристикой напряженного состояния при плоской деформации является интенсивность напряжений σ_i , которая для главных напряжений τ_{max} записывается в виде:

$$\sigma_i = \sqrt{3} \tau_{max}, \quad (26)$$

выражения (25) и (26) также хорошо согласуются между собой, т. е.:

$$\sigma_0 = \sigma_i = \sqrt{3} \tau_{max} = \sqrt{3} \tau_F. \quad (27)$$

Таким образом, получаем следующие параметры модели напряжений в условной плоскости сдвига:

$$\sigma_A = \tau_F; \quad \sigma_0 = \sqrt{3} \tau_F. \quad (28)$$

С учетом схемы на рис. 5 «центр тяжести» эпюры нормальных напряжений $\sigma_{N\phi}$ определяется геометрическими параметрами «трапеции» $[A, \sigma_A, \sigma_0, 0]$. При этом вектор составляющей R_{np} силы резания на передней поверхности инструмента должен пересекать условную плоскость сдвига, совпадающую с девиаторной плоскостью, в точке M прохождения через OA девиаторной оси, ориентированной перпендикулярно к девиаторной плоскости.

По условию равновесия площади трапециевидальных эпюр $S_{[\sigma_0, KM]}$ и $S_{[\sigma_A, KM]}$ должны быть равны. «Центры тяжести» эпюр $S_{[\sigma_0, KM]}$ и $S_{[\sigma_A, KM]}$ по определению должны располагаться на прямой, соединяющей «центр тяжести» прямоугольника $[0, \tau_F, \sigma_A, A]$ и треугольника $[\sigma_A, \tau_F, \sigma_0]$. В свою очередь, «центр тяжести» эпюры $S [0, \tau_F, \sigma_A, A]$ должен находиться на середине условной плоскости сдвига OA , т. е. $S = OA / 2$, а «центр тяжести» треугольного участка $[\sigma_A, \tau_F, \sigma_0]$ – на расстоянии $1/3$ от его основания, т. е. $L_\Delta = OA / 3$. Таким образом, девиаторная ось может пересекать плоскость сдвига на расстоянии $(1/2 - 1/3) OA$ от режущей кромки. Для уточнения координат точки равновесия M в

условной плоскости сдвига OA необходимо составить уравнение моментов от величин, соответствующих площадям прямоугольной и треугольной эпюр.

При этом $S_{\Delta} \times GM = S \times MH$, где GM и MH – расстояния от точки равновесия M до центра тяжести эпюр $S_{\Delta}(G)$ и $S(H)$ соответственно.

Отсюда:

$$GM + MH = \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{3}\right) \cdot OA = \frac{a}{6 \cdot \sin \Phi}. \quad (29)$$

Полагая, что $S_{\Delta} = (q_{N\Phi} - \tau_F) \cdot OA$ и $S = \tau_F \cdot OA$, получим:

$$(q_{N\Phi} - \tau_F) \cdot GM = \tau_F \cdot MH. \quad (30)$$

Таким образом, расстояние L_C от режущей кромки O до M (т. е. до *девиаторной оси*) определится по формуле:

$$L_C = \frac{a(2 \cdot q_{N\Phi} - \tau_F)}{6 \cdot q_{N\Phi} \cdot \sin \Phi} = \frac{a(1 + \mu_{\Phi})}{6 \cdot \sin \Phi}. \quad (31)$$

При этом модель «момента стружкообразования» от нормальной составляющей N_{Φ} в плоскости сдвига относительно режущей кромки O представляется в виде:

$$M_{L_C} = N_{\Phi} \cdot \frac{a(1 + \mu_{\Phi})}{6 \cdot \sin \Phi}, \quad (32)$$

где μ_{Φ} – условный коэффициент трения в плоскости сдвига, $\mu_{\Phi} = \tau_F / q_{N\Phi}$.

Таким образом, получены модели распределения напряжений и величины «момента стружкообразования» в условной плоскости сдвига.

Заключение

Модели распределения напряжений в зоне резания могут быть использованы при расчете прочности и прогнозировании работоспособности инструмента [10]. Они позволяют сформировать систему параметров нагружения режущего лезвия по данным о контактных характеристиках процесса резания и данным о деформировании срезаемого слоя в процессе резания высокопрочных труднообрабатываемых материалов.

Литература

1. Розенберг А.М., Еремин А.Н. Элементы теории процесса резания металлов. М.: Машгиз, 1956. 318 с.
2. Полетика М.Ф. Влияние свойств обрабатываемого материала на процесс стружкообразования // Вестн. машиностроения. 2001. № 7. С. 45-48.
3. Силич А.А., Утешев М.Х., Некрасов Р.Ю., Некрасов Ю.И., Путилова У.С. Геометрические параметры и модель разрушений режу-

щего лезвия инструмента // Изв. высш. учеб. заведений. Нефть и газ. 2012. № 2. С. 108-113.

4. Тахман С.И. Закономерности процесса изнашивания и основы прогноза износостойкости инструментов из стандартных твердых сплавов // Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования. 2010. № 3. С. 64-72.

5. Ласуков А.А. Влияние основных факторов процесса резания на стружкообразование при точении жаропрочных сплавов // Горный информ.-аналит. бюл. 2010. Т. 3, № 12. С. 356-369.

6. Ласуков А.А., Дурев В.В. Стружкообразование при обработке конструкционных материалов // Там же. 2011. Том 2, № 12. С. 314-322.

7. Оксли П.Б. Механизм резания металлов с переменным напряжением текучести // Конструирование и технология машиностроения. 1962. № 4. С. 25-32.

8. Некрасов Ю.И. Деформирование срезаемого слоя в условиях перехода от сливной к образованию суставчатой стружки при точении жаропрочных сталей и сплавов // Омский научный вестник. 2010. № 3 (93). С. 54 -58.

9. Некрасов Ю.И. Диагностика деформирования срезаемого слоя и управление нагружением инструмента при точении на станках с ЧПУ // Вестн. Кузбас. гос. техн. ун-та. 2010. № 4. С. 57-61.

10. Янюшкин А.С., Сафонов С.О., Лобанов Д.В. Совершенствование технологических процессов машиностроительных производств. Братск: БрГУ, 2006. 302 с.

References

1. Rosenberg A.M., Eremin A.N. Elements of the metal cutting process theory. M.: Mashgiz, 1956. 318 s.
2. Poletika M.F. Effect of the workable material properties on the process of chip formation // Vestn. mashinostroeniya. 2001. №7. S. 45-48.
3. Silich A.A., Uteshev M.Kh., Nekrasov R.Yu., Nekrasov Yu.I., Putilova U.S. Geometrical parameters and the model of the tools cutting edge destruction // Izv. vysh. ucheb. zavedeny, 2012. № 2. S. 108-113.
4. Takhman S.I. Principles of wearing process and forecast basics for wear resistance of the tools of standard hard alloys // Mekhanika i fizika protsessov na poverkhnosti i v kontakte tverdykh tel, detalei i energeticheskogo oborudovaniya. 2010. № 3. S. 64-72.
5. Lasukov A.A. The influence of the cutting process main factors on chip formation when turning heat-resistant alloys // Gorny inform.-analit. byul. 2010. T. 3. № 12. S. 356-369.
6. Lasukov A.A., Dureev V.V. Chip formation in processing structural materials // Gorny inform.-analit. byul. M., 2011. T. 2. № 12. S. 314-322.
7. Oxley P.B. The mechanism of cutting metals with a variable yield stress // Konstruirovaniye i tekhnologiya mashinostroeniya. 1962. № 4. S. 25-32.
8. Nekrasov Yu. I. Deformation of the cut-down layer under the transition from flow chips to forming jointed ones when turning heat-resistant steels and alloys // Omsky nauchny vestnik. Omsk, 2010. № 3 (93). S. 54 -58.
9. Nekrasov Yu. I. Diagnosis of the cut-down layer deformation and control of tool loading at NC working heat-resistant metals and alloys // Vestn. Kuzbas. gos. tekhn. un-ta. 2010. N 4. S. 57-61.
10. Yanyushkin A.S., Safonov S.O., Lobanov D.V. Improvement of machinery production technological procedures. Bratsk: BrSU 2006. 302 s.