

УДК 621.914

## АНАЛИТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СИЛОВОГО РЕЖИМА ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ МАТЕРИАЛА С ВЯЗКОПЛАСТИЧЕСКИМ УПРОЧНЕНИЕМ

© 2012 А. И. Хаймович, А. В. Кузнецов

Самарский государственный аэрокосмический университет  
имени академика С.П. Королёва (национальный исследовательский университет)

В настоящей статье рассматривается аналитическое моделирование силового режима высокоскоростной обработки (ВСО) фрезерованием жаропрочных сплавов с учетом их вязкопластического упрочнения. В модели применено экспериментально полученное определяющее соотношение Джонсона-Кука, характеризующее динамическое упрочнение и температурное разупрочнение обрабатываемого материала при ВСО.

*Высокоскоростная обработка, жаропрочные сплавы, реологические свойства, напряженно-деформированное состояние, модель Джонсона-Кука.*

В современных авиационных ГТД используются детали, изготавливаемые из вязких жаропрочных сплавов, обработка которых вызывает ряд трудностей.

Целью настоящего исследования является аналитическое моделирование силового режима высокоскоростной обработки фрезерованием жаропрочных сплавов с учетом их вязкопластического упрочнения.

Мощность резания в очаге пластической деформации (ОПД) объемом  $W$ , локализованной у режущей кромки, определяется зависимостью

$$P = \int_W \sigma_s(\varepsilon_2, \dot{\varepsilon}_2, \theta) \dot{\varepsilon}_2 dw, \quad (1)$$

где  $\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon_2, \dot{\varepsilon}_2, \theta)$  - эквивалентное напряжение,  $\dot{\varepsilon}_2$  - интенсивность скоростей деформаций. В свою очередь

$$\dot{\varepsilon}_2 = \dot{\varepsilon}_2(\theta(v_0), v_i), \varepsilon_2 = \int_t \dot{\varepsilon}_2 dt. \quad (2)$$

где  $v_0$  - скорость резания,  $v_i$  - виртуальное кинематически допустимое поле скоростей (КДПС) в объеме  $W$ ,  $\varepsilon_2$  - интенсивность деформаций,  $\theta$  - температура у режущей кромки. Для того, чтобы определить функциональную связь между напряжениями с одной стороны и  $\dot{\varepsilon}_2, \varepsilon_2, \theta$  с другой стороны в форме  $\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon_2, \dot{\varepsilon}_2, \theta)$ , воспользуемся феноменологической

моделью пластического течения Джонсона-Кука [1,2]:

$$\sigma_s = \left[ \sigma_0 + \sigma_e \bar{\varepsilon}_2^{n_\sigma} \right] \left[ 1 + b \ln \bar{\dot{\varepsilon}}_2 \right] \left[ 1 - \bar{\theta}^{m_\theta} \right], \quad (3)$$

где  $\bar{\varepsilon}_2 = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_{2|\sigma_s=\sigma_{s0}}}$  - относительная

интенсивность деформации,  $\bar{\dot{\varepsilon}}_2 = \frac{\dot{\varepsilon}_2}{\dot{\varepsilon}_{2|\sigma_s=\sigma_{s0}}}$  -

относительная интенсивность скорости

деформации,  $\bar{\theta} = \frac{\theta - \theta_{nl}}{\theta_{|\sigma_s=\sigma_{s0}} - \theta_{nl}}$  -

относительная температура,  $n_\sigma, b, m_\theta$  - эмпирически определяемые коэффициенты, характеризующие свойства материала при высоких скоростях течения и температурах деформирования,  $\sigma_{s0} = \sigma_0 + \sigma_e$  - предел текучести при  $\bar{\theta} = 1, \bar{\dot{\varepsilon}}_2 = 1, \bar{\varepsilon}_2 = 1$  и скорости деформирования  $v_{0|\sigma_s=\sigma_{s0}}$ .

При высоких скоростях резания, в силу локализации ОПД в малом объеме, целесообразно полагать

$$\sigma_e \bar{\varepsilon}_2^{n_\sigma} = \sigma \left[ \frac{v_{0|\sigma_s=\sigma_{s0}} \bar{\dot{\varepsilon}}_2}{v_0} \right]^{n_\sigma}. \quad (4)$$

Модель Джонсона-Кука характеризует температурное разупрочнение деформируемого материала (коэффициент  $m_\theta$ ), возникающее в ОПД при высоких скоростях резания, одновременно связкопластичным (коэффициент  $b$ ) и

деформационным (коэффициент  $\sigma_e$ ) упрочнением.

Оптимальное сочетание скорости резания, глубины и ширины резания обеспечивает минимальное значение мощности резания (1) за счет разупрочнения обрабатываемого материала при резании с высокими скоростями. Таким образом, экспериментально определяемые постоянные коэффициенты, входящие в модель (3,4) и аналитические зависимости, характеризующие интенсивность скорости деформации в ОПД при резании, позволяют найти оптимальные режимы высокоскоростной обработки лезвийным инструментом согласно зависимости:

$$\left(\frac{P}{st}\right) \xrightarrow[\substack{\{v_0, s, t, f_z\} - \text{var} \\ \{\gamma, \alpha, r_u\} - \text{invar}}]{\text{min}_0}, \quad (5)$$

где  $v$  - действительное поле скоростей в ОПД,  $\text{min}_0$  - глобальный минимум,  $\{v_0, s, t, f_z\}$  - технологические изменяемые оптимизируемые параметры,  $\{\gamma, \alpha, r_u\}$  - фиксированные параметры, определяющие наряду с  $\{s, t\}$  геометрию ОПД,  $\gamma, \alpha, r_u$  - соответственно передний, задний углы и радиус при вершине режущего клина,  $s, t$  - относительные ширина и глубина резания. Для фрезерования  $s, t$  - две ортогональные величины, измеряемые в плоскости, перпендикулярной вектору скорости резания,  $f_z$  - подача на зуб.

Произведение относительных величин - ширины  $s$  и глубины резания  $t$  - определяют производительность лезвийной обработки. Поэтому согласно (5) минимум функционала  $\left(\frac{P}{st}\right)$  соответствует минимальной диссипации мощности резания, затрачиваемую на пластическую деформацию при максимальной производительности.

Поскольку действительная картина течения материала в ОПД априори не известна, то для практических целей поиска глобального минимума  $\text{min}_0$  достаточно определить значения  $\sigma_s = \sigma_s(\epsilon_2, \dot{\epsilon}_2, \theta)$  в

характерных областях ОПД. Докажем последнее утверждение.

Условно разделим ОПД на  $N$  характерных областей, геометрия которых определяется положением условной плоскости сдвига, задаваемой коэффициентом усадки стружки  $\lambda_s$  и геометрией режущего клина. В этом случае (1) запишется как

$$P = \sum_{j=1}^N \int_{W_j} \sigma_s(\epsilon_{2j}, \dot{\epsilon}_{2j}, \theta_j) \dot{\epsilon}_{2j} dw. \quad (6)$$

В каждой из этих областей зададим  $v_i$  - виртуальное КДПС течения металла при резании. Согласно экстремальным принципам механики сплошной среды, если КДПС  $v_i$  приближается к действительному полю скоростей, то пластический потенциал  $P$  стремится к своему локальному минимуму  $\text{min}_1$  при фиксированных значениях  $v_0, \theta$ . В этом случае из выражения для мощности резания (6) в соответствии с экстремальными принципами механики сплошных сред и по теореме о наибольшем значении функции имеем:

$$\left(\frac{P}{t}\right) \leq \sum_{j=1}^N [\sigma_s(\dot{\epsilon}_{2\max j}(v_i), \theta_j)] p_j \xrightarrow{v_i \rightarrow v} \text{min}_1, \quad (8)$$

$$p_j = \left[ \dot{\epsilon}_{2\max j}(v_i) \right] \frac{W_j}{t} \Big|_{t=\text{const}},$$

где  $\dot{\epsilon}_{2\max j}(v_i) = \max \{\dot{\epsilon}_{2j}(v_i)\}$  - максимальное значение интенсивности скорости деформации на  $j$ -участке для КДПС  $v_i$ ,

$\dot{\epsilon}_{2\text{evj}}(v_i) = \frac{\int_{W_j} \dot{\epsilon}_{2j}(v_i) dw}{W_j}$  - средняя по локальному объему  $W_j$  интенсивность скорости деформаций на  $j$ -участке для КДПС  $v_i$ ,

$p_j$  имеет физический смысл относительной мощности резания при  $\sigma_s = 1$ , которая рассеивается в единичном объеме  $\frac{W_j}{t}$  для  $j$ -ой области ОПД.

Таким образом, для того, чтобы иметь верхнюю оценку относительной мощности

резания  $\left(\frac{P}{t}\right)$ , достаточно в соответствии с зависимостью (8) определить значения эквивалентных напряжений  $\sigma_s(\dot{\epsilon}_{2\max j}(v_i), \theta_j)$  в характерных областях ОПД, а также вычислить значения средних интенсивностей скоростей деформаций  $\dot{\epsilon}_{2evj}(v_i)$  в этих областях.

Предположим, что значения  $p_j$  и  $\dot{\epsilon}_{2\max j}$  для условий ортогонального резания можно определить, если ОПД разделить на 4 характерные области.

Анализ этих областей ОПД позволяет сделать вывод, что их геометрия хорошо описывается в цилиндрических координатах.

На рисунке 1 представлены характерные области ОПД с сегментными границами, описанными в 2-х противоположенных цилиндрических системах координат с разнесенными началами.

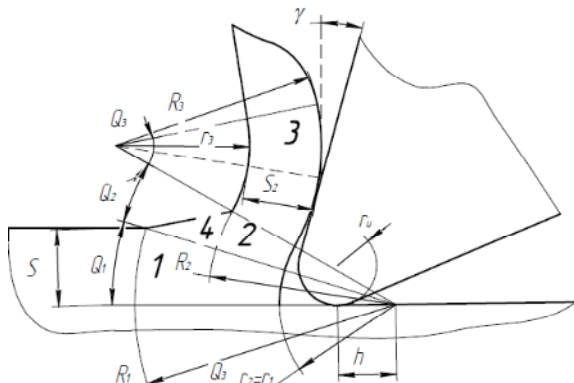


Рис. 1. Области очага пластической деформации при ортогональном резании с неотрицательным углом  $\gamma$

Область 1 и 2 рисунка 1 соответствуют области первичной интенсивной деформации в зоне резания, область 3 (область стружки) – зона вторичной деформации, образованной трением по передней грани режущего клина. Области 1,2,3 являются пластичными, область 4 – жесткой. Интенсивные деформации сдвига, вызывающие относительные смещения областей из-за разрыва скоростей движения материала, наблюдаются по границам областей 1-4, 2-4, и 2-3.

Введем безразмерные величины, характеризующие степень деформации в областях 1, 2, 3 (рис. 2):

$$\lambda_1 = \frac{R_1}{r_1}, \lambda_2 = \frac{R_2}{r_2}, \lambda_3 = \frac{R_3}{r_3}, \quad (9)$$

где  $l_i = \lambda_i - 1$  – степень деформации в  $i$  области и коэффициент  $\lambda_s = \frac{S}{S_2}$  – усадка (уширение) стружки.

В результате получаем систему из 15 уравнений, которые связывают между собой 14 размеров ОПД и 4 относительных параметра  $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3, \lambda_s$ , характеризующие силовой режим резания.

Чтобы уровнять количество уравнений и неизвестных, выберем из числа рассмотренных 3 независимых размера, которые будем определять методами теории пластического деформирования. В качестве такой тройки параметров целесообразно использовать множества  $\{\lambda_1, \lambda_s, h\}$  или  $\{\lambda_1, \lambda_3, \lambda_s\}$ . Действительно,  $\lambda_1$  определяет деформацию в заготовке,  $\lambda_3$  – деформацию в стружке,  $\lambda_s$  – соотношения деформаций между областями в заготовке и стружке.

В итоге диссипация мощности пластической деформации и максимальная интенсивность скоростей деформаций для рассмотренных областей определяется зависимостями:

$$p_1 \leq 2v_0 \frac{\sqrt{2} R_1 Q_1 \ln \lambda_1}{3 \lambda_1 - 1}, \dot{\epsilon}_{2\max 1} \leq 2 \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \frac{v_0}{\lambda_1 - 1} \cdot \frac{\lambda_1}{r_1},$$

$$\dot{\epsilon}_{2\max 1} \leq 2 \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \frac{v_0}{\lambda_1 - 1} \cdot \frac{\lambda_1}{r_1},$$

$$p_2 \leq 2 \frac{\sqrt{2}}{3} \frac{v_0}{\lambda_1 - 1} R_1 (Q - Q_1) \ln \lambda_2, \dot{\epsilon}_{2\max 2} = \dot{\epsilon}_{2\max 1},$$

$$p_3 \leq 0,62v_0 \frac{Q_3}{\lambda_s \cos \gamma} \left(1 - \frac{1}{\lambda_3^{2,633}}\right) \frac{B}{\cos Q - \frac{Q_3}{2}}, \quad (10)$$

$$\dot{\epsilon}_{2\max 3} = k \cdot \frac{v_0}{\cos \gamma R_3} B_{\max},$$

Здесь

$$B = n_b B_{\max} + (1 - n_b) B_{\min},$$

$$B_{\max} = [1 + A(\rho, \varphi_3)_{\max} (A(\rho, \varphi_3)_{\max} + 2) \sin^2 Q_3 / 2]^{1/2},$$

$$B_{\min} = [1 + A(\rho, \varphi_3)_{\min} (A(\rho, \varphi_3)_{\min} + 2) \sin^2 Q_3 / 2]^{1/2},$$

$$A(\rho, \varphi)_{\max} = \left[ \frac{\cos \gamma R_3}{n(\lambda_1 - 1)k^2} \left( \frac{2\lambda_1}{r_1} - (2\lambda_1 - 1) \cdot \frac{1}{R_3} \frac{2\lambda_1}{r_1} - (2\lambda_1 - 1) \cdot \frac{1}{R_3} \right) \cdot \frac{1}{\sin Q_3 / 2} - \frac{1 - k^2}{k^2} \right],$$

$$A(\rho, \varphi)_{\min} = \frac{\cos \gamma R_3}{n(\lambda_1 - 1)k^2} \left( \frac{1}{r_1 \left( \frac{R_3}{r_1} + 1 - \lambda_1 \right)} - \frac{2}{R_1} \right) \cdot$$

$$\cdot \frac{1}{\sin Q_3 / 2} + \frac{1 - k^2}{k^2},$$

$$p_{1-4} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{v_0}{\lambda_1 - 1} \left[ \frac{R_1}{R_2} (R_1 - R_2) - R_1 \ln \frac{R_1}{R_2} \right] \cos nQ_1,$$

$$\dot{\varepsilon}_{2 \max 1-4} = \dot{\varepsilon}_{2 \max 1},$$

$$p_{2-4} = \frac{v_0}{\sqrt{3}n} \cdot \frac{R_2}{\lambda_1 - 1} \left( \frac{2R_1}{R_2} - 1 \right) \cdot$$

$$\cdot \left( \frac{\cos nQ_1 - \cos nQ}{n} + \sin nQ_1 - \sin nQ \right),$$

$$\dot{\varepsilon}_{2 \max 2-4} = \dot{\varepsilon}_{2 \max 2},$$

$$p_{1,2-ин} = \frac{v_0}{\sqrt{3}n^2} r_1 \left( 1 + \frac{\lambda_1}{\lambda_1 - 1} \right) (1 - \cos nQ),$$

$$\dot{\varepsilon}_{2 \max 1,2-ин} = \max \{ \dot{\varepsilon}_{2 \max 1}, \dot{\varepsilon}_{2 \max 2} \},$$

$$p_{3-ин} = \frac{2v_0}{\sqrt{3}} \cdot \frac{R_3}{\lambda_s} \left( \frac{k+1}{\cos \gamma} \cdot \cos \left( \frac{Q_3}{2} \right) + \right.$$

$$\left. + \frac{1}{n} \cdot \frac{2\lambda_1 - 1}{\lambda_1 - 1} \sin Q \right) Q_3,$$

$$\dot{\varepsilon}_{2 \max 3-ин} = \dot{\varepsilon}_{2 \max 3},$$

$$p_{2-3} = \frac{v_0}{\sqrt{3}\lambda_s(k+1)\cos \gamma} \cdot \left( 1 - \frac{1}{\lambda_3} \right)^{k+1} \cos Q_3 / 2 -$$

$$- \frac{v_0}{\sqrt{3}\lambda_s(\lambda_1 - 1)} \cdot \cos nQ (R_1 \ln \lambda_2 - R_2 + r_1),$$

$$\dot{\varepsilon}_{2 \max 2-3} = \max \{ \dot{\varepsilon}_{2 \max 2}, \dot{\varepsilon}_{2 \max 3} \}.$$

В зависимостях (10) значения

$$n = 0,612, k = 2\sqrt{\frac{2}{3}} = 1,634.$$

Температура резания оказывается достаточно сложной функцией большого количества технологических параметров, характеризующих свойства обрабатываемого и инструментального материалов, геометрии инструмента, режимов резания

Для оценки температуры резания был применен аналитический метод, изложенный в работах [3,4].

В качестве объекта экспериментальных исследований был выбран сплав ХН45МВТЮБР-ИД, широко используемый для производства компрессорных лопаток ГТД.

Полуэмпирическая зависимость эквивалентного напряжения (интенсивности напряжений) от скоростного и температурного режима фрезерования была получена авторами на основе обработки экспериментальных данных и формализована в виде закона, подобного модели Джонсона-Кука:

$$\sigma_s = 600 \cdot 10^6 \left[ 0,85 \left( 1 + 1,3 \varepsilon_2^{0,86} \right) + 0,061 \ln \frac{v - v_0}{v_{\max} - v_0} \right] \cdot \left[ 1 - 1,347 \frac{\theta - \theta_{nl}}{\theta_{nl} - 450} \right], \quad (11)$$

$$v_{\max} = 600 \text{ м / мин}, v_0 = 50 \text{ м / мин}, \theta_{nl} = 2000^{\circ} \text{ C}.$$

На рисунке 2 представлены результаты аналитического моделирования силового режима фрезерования по изложенной выше методике в форме поверхности относительной удельной мощности фрезерования  $p = p(v, f_z)$ . На рисунке 3 изображена поверхность относительного усилия при вершине радиуса вдоль режущей кромки зуба фрезы в форме зависимости  $f = \frac{F_r}{A_r \sigma_s} = f(v, f_z)$ , где  $F_r$  - усилие на режущей кромке вдоль контактной поверхности  $A_r$ .

Анализ геометрической формы поверхности  $p = p(v, f_z)$  показывает, что увеличение скорости резания при фиксированной подаче на зуб приводит к увеличению усилия резания по логарифмическому закону, что связано с повышенными вязкопластическими свойствами обрабатываемого материала.

При постоянной скорости резания в интервале подач в области  $f_z = 0,04...0,08$  мм/зуб, процесс резания характеризуется локальным минимумом по мощности резания (рисунок 2), что объясняется оптимальной формой ОПД в зоне резания.

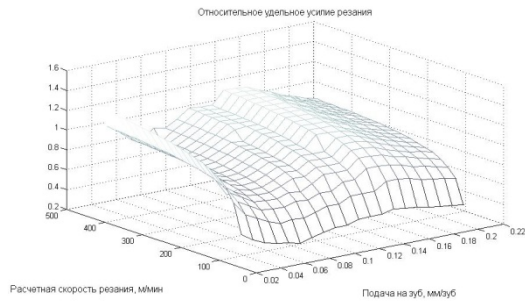


Рис.2. Расчетное относительное удельное усилие резания в зависимости скорости резания и величины подачи на зуб  $p = p(v, f_z)$  при ВСО сплава ХН45МВТЮБР-ИД

При скоростях резания выше 300м/мин контактные напряжения на радиусе режущей кромки (рисунок 3) составляют более  $0,7\sigma_s$ , что существенно снижает стойкость режущего инструмента.

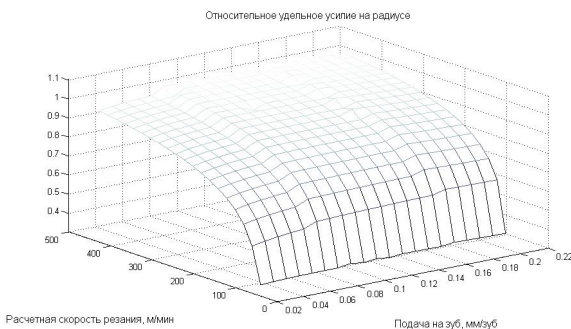


Рис.3. Расчетное относительное удельное усилие на радиусе режущей кромки фрезы в зависимости скорости резания и величины подачи на зуб при ВСО сплава ХН45МВТЮБР-ИД

С целью проверки состоятельности аналитической модели были проведены экспериментальные исследования по измерению усилия резания при высокоскоростном фрезеровании образцов из сплава ХН45МВТЮБР-ИД.

Сила резания измерялась с помощью 3-х осевого динамометрического стола Kistler9257В с регистрацией составляющих усилия резания  $F_x, F_y, F_z$  в реальном времени. Обработку образцов производили концевой цилиндрической фрезой диаметром 12мм на

обрабатывающем центре MikronUCP800 Duro. Технологические параметры обработки: боковой съем  $s = 0,1$  мм, съем по высоте  $t = 4$  мм, подача на оборот фрезы  $f_{об} = 0,32$  мм/об, фрезерование попутное, обработка с СОЖ.

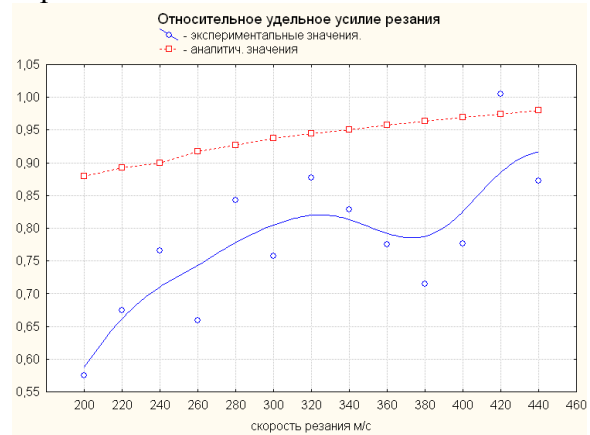


Рис.4. - Зависимость относительной силы резания от скорости резания при высокоскоростном фрезеровании образца из ХН45МВТЮБР-ИД (ЭП718 ИД). Подача 0,32 мм на оборот, фреза диаметром 12 мм, боковой съем 0,1 мм, съем по высоте 4 мм

На рисунке 4 приведены теоретические и экспериментальные кривые зависимости усилия резания от скорости резания. Экспериментальная кривая получена аппроксимацией опытных значений методом минимизации среднеквадратичных отклонений. Теоретическая кривая является сечением поверхности  $p = p(v, f_z)$  плоскостью  $f_z = 0,08$  мм / зуб .

Анализ приведенных данных свидетельствует, что представленная аналитическая модель процесса фрезерования вязкопластического материала является верхнеграничной оценкой силового режима фрезерования. Точность аналитической модели в большой степени определяется точностью определяющих соотношений  $\sigma_s = \sigma_s(\varepsilon_2, \dot{\varepsilon}_2, \theta)$ , устанавливающих связь между инвариантами напряженного и деформированного состояния для конкретного обрабатываемого материала в определенных условиях резания.

### Библиографический список

1. Johnson, G.R. Cook, W.H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. [Электронный ресурс]: /Johnson G.R., Cook W.H. // *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*. - 1983. - p 541–547/- <http://www.lajss.org/HistoricalArticles/A%20constitutive%20model%20and%20data%20for%20metals.pdf>.

2. Steinberg, D.J. Cochran, S.G. Guinan, M.W. A constitutive model for metals applicable at high-strain rate. [Электронный ресурс]: /Steinberg, D.J.

Cochran, S.G. Guinan, M.W. // *Journal of Applied Physics*. - 51:1498, 1980. <http://link.aip.org/link/?JAPIAU/51/1498/1>

3. Силин, С.С. Теоретическое определение параметров процесса резания. [Текст]: /Силин С.С. // Производительная обработка и технологическая надежность деталей машин. Межвузовский сб. научных трудов. - Ярославль: ЯПИ, № 6, 1977. - С. 3—16.

4. Силин, С. С. Метод подобия при резании материалов [Текст] / С. С. Силин. М.: Машиностроение, 1979. - 152 с.

## ANALYSIS OF THE CUTTING FORCE OF HEAT RESISTING ALLOYS DURING HIGH-SPEED MILLING

© 2012 A. I. Khaimovich, A. V. Kuznetsov

Samara State Aerospace University  
named after Academician S.P. Korolyov (National Research University)

In this article the analytical model of high speed milling (HSM) of the heat resisting alloys taking into account their hardening properties is considered. Johnson-Cook's experimentally received constitutive model, characterizing dynamic hardening of worked material is applied.

*High speed milling, heat resisting alloys, rheological properties, Johnson-Cook constitutive model.*

### Информация об авторах

**Хаймович Александр Исаакович**, кандидат технических наук, доцент кафедры производства двигателей летательных аппаратов, Самарский государственный аэрокосмический университет имени академика С.П. Королёва (национальный исследовательский университет). E-mail: [berill\\_samara@bk.ru](mailto:berill_samara@bk.ru). Область научных интересов: исследование поликристаллических материалов, подвергнутых интенсивной деформации.

**Кузнецов Антон Владимирович**, аспирант, Самарский государственный аэрокосмический университет имени академика С.П. Королёва (национальный исследовательский университет). E-mail: [a.v\\_kuznetsov@bk.ru](mailto:a.v_kuznetsov@bk.ru). Область научных интересов: программирование многокоординатного оборудования с ЧПУ, оптимизация параметров лезвийной обработки резанием.

**Khaimovich A.I.**, Candidate of Technical Sciences, associate professor at production of aircraft engines department, Samara State Aerospace University named after Academician S.P. Korolyov (National Research University). E-mail: [berill\\_samara@bk.ru](mailto:berill_samara@bk.ru). Area of research: research of the polycrystalline materials subjected to intensive deformation.

**Kuznetsov A.V.**, graduate student, Samara State Aerospace University named after Academician S.P. Korolyov (National Research University). E-mail: [a.v\\_kuznetsov@bk.ru](mailto:a.v_kuznetsov@bk.ru). Area of research: programming NC multi-axis equipment, optimization of cutting processing parameters.