

ПОГРЕШНОСТИ ОБРАБОТКИ ВСЛЕДСТВИЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА И ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ДЕТАЛИ

© 2015

В.Ф. Безъязычный, доктор технических наук, профессор, заслуженный деятель науки и техники РФ, заведующий кафедрой «Технология авиационных двигателей и общего машиностроения»
Рыбинский государственный авиационный технический университет имени П.А. Соловьева, Рыбинск (Россия)

Ключевые слова: заготовка; режущий инструмент; режим резания; температура резания; температурные деформации; погрешность обработки.

Аннотация: Излагается методика расчетного определения погрешностей обработки вследствие тепловых деформаций в процессе обработки заготовки и режущего инструмента. Решение поставленной задачи выполнено с использованием безразмерных комплексов процесса резания, которые учитывают технологические условия процесса обработки, а именно: режим резания (скорость резания, подача и глубина резания), геометрию режущей части инструмента (передний и задний углы резца, радиус при вершине резца в плане, радиус округления режущей кромки резца и др.), физико-механические и теплофизические свойства обрабатываемого и инструментального материалов (сопротивление обрабатываемого материала пластическому сдвигу, температуропроводность обрабатываемого материала, теплопроводность обрабатываемого и инструментального материалов, коэффициенты температурного линейного расширения обрабатываемого и инструментального материалов и др.).

Полученные теоретические зависимости позволили получить численные значения погрешностей, обусловленных тепловыми деформациями заготовки и режущего инструмента, что позволило определить степень влияния на их величину подачи, скорости резания и других параметров процесса резания.

При определении погрешности, обусловленной тепловой деформацией режущего инструмента, учтена теплоотдача в окружающее пространство через боковые поверхности резца.

При получении теоретических зависимостей для определения погрешностей обработки использованы ранее полученные зависимости для расчетного определения температуры в зоне резания и распространения его в заготовке и режущем инструменте профессорами С.С. Силиным, А.Н. Резниковым, А.В. Лыковым и др.

Сопоставление расчетных значений погрешностей обработки с экспериментальными результатами, обусловленных температурной деформацией обрабатываемой заготовки и режущего инструмента, показало достаточно близкое их совпадение, что вполне приемлемо для практических целей.

В процессе обработки вследствие выделения тепла в зоне резания происходит нагрев как режущего инструмента, так и обрабатываемой заготовки, вследствие чего происходят их температурные деформации и, как следствие, погрешность обработки. В связи с этим возникает задача расчетного определения погрешностей, обусловленных этими деформациями [1–3].

При расчетном определении погрешности, возникающей вследствие температурной деформации резца, задача формулируется следующим образом: на торце бесконечно длинного стержня действует источник тепла постоянной интенсивности. Требуется определить удлинение стержня вследствие его нагревания с учетом теплоотдачи через боковые поверхности этого стержня.

Для линейного (вдоль оси z) мгновенного источника тепла (рис. 1) температура вдоль стержня определяется по формуле [4]:

$$\theta = \frac{q}{\frac{\lambda_{ст}^{3/2}}{\sqrt{(ср)_{ст}}} (4\pi\tau)^{3/2}} \int_{-\infty}^{+\infty} e^{-\frac{x^2+y^2+z^2}{4a_{ст}\tau}} dz, \quad (1)$$

где θ – температура в любой точке стержня резца, °С;
 q – интенсивность теплового источника, Дж/м·с;
 $a_{ст}$ – температуропроводность материала державки резца, м²/с;
 τ – время нагревания, с;

$\lambda_{ст}$ – теплопроводность материала державки резца, Вт/(м·К);

$(ср)_{ст}$ – удельная объемная теплоемкость материала державки резца, Дж/(м³·К).

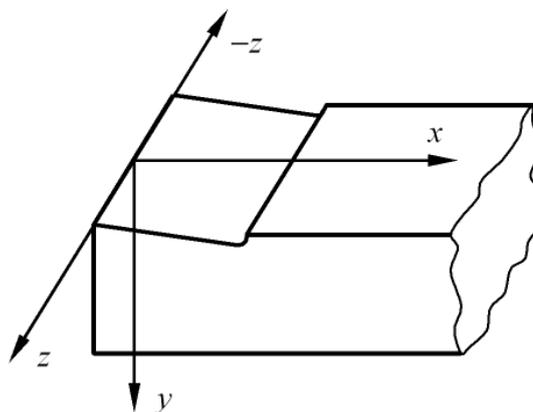


Рис. 1. Схема координат для определения температуры в державке резца

После интегрирования (1) получим [5]

$$\theta = \frac{q}{4\pi\lambda_{ст}\tau} e^{-\frac{R^2}{4a_{ст}\tau}}, \quad (2)$$

где R – радиус расположения рассматриваемой точки державки резца от его условной вершины.

Для постоянно действующего источника теплоты, что соответствует условиям резания, с учетом (2) получим

$$\theta = \frac{q}{4\pi\lambda_{ст}} \int_0^{\tau} e^{-\frac{R^2}{4a_{ст}\tau}} \frac{d\tau}{\tau} = -\frac{q}{4\pi\lambda_{ст}} E_i\left(-\frac{R^2}{a_{ст}\tau}\right),$$

где $E_i\left(-\frac{R^2}{a_{ст}\tau}\right)$ – интегрально-показательная функция

Эйлера.

Резец схематизируется до четверти пространства, поэтому температура в любом сечении резца возрастает в π/β раз [6; 7]

$$\theta_p = \theta \frac{\pi}{\beta} = -\frac{q}{4\lambda_{cm}\beta} \left[E_i\left(-\frac{R^2}{4a_{cm}\tau}\right) \right], \quad (3)$$

где β – угол заострения режущей кромки инструмента.

Максимальная температура по задней поверхности резца будет в середине площадки контакта резца с деталью, т. е. при радиусе $R=\Delta/2$ (точка N на рис. 2).

В этом случае температура в точке N

$$\theta_N = \frac{q}{4\lambda_{ст}\beta} \left[-E_i\left(-\frac{\Delta^2}{16a_{ст}\tau}\right) \right],$$

Откуда

$$q = \frac{4\lambda_{ст}\beta\theta_N}{\left[-E_i\left(-\frac{\Delta^2}{16a_{ст}\tau}\right) \right]}. \quad (4)$$

Значение θ_N может быть определено по формуле С.С. Силина [8]:

$$\theta_N = \theta_A \left(0,5 + \frac{0,36 \sin^{0,25} \alpha}{B^{1,25} \sqrt{BE}} + \frac{0,465 B^{1,275} B^{0,625} E^{0,55} \cos \alpha}{\Gamma^{0,25} D^{0,075} \sin^{0,275} \alpha \operatorname{erf} \sqrt{\frac{BB}{4}}} \right), \quad (5)$$

где $B = \frac{va_1}{a_g}$ – безразмерный комплекс процесса реза-

ния, характеризующий степень влияния режимных условий обработки по сравнению с влиянием теплофизических свойств обрабатываемого материала,

где v – скорость резания, м/с;

a_1 – толщина среза, м;

a_g – температуропроводность обрабатываемого материала, м²/с;

$\Gamma = \frac{\lambda_p}{\lambda_g} \beta \varepsilon$ – безразмерный комплекс, отражающий

влияние геометрии инструмента и отношения теплопроводностей инструментального и обрабатываемого материалов,

где λ_p и λ_g – теплопроводность инструментального и обрабатываемого материалов, Вт/м·°К;

ε и β – угол при вершине режущей части инструмента в плане и угол заострения режущей кромки инструмента соответственно, радиан;

$D = a_1/b_1$ – безразмерный комплекс, характеризующий геометрию сечения среза,

где b_1 – ширина среза, м;

$E = \rho_1/a_1$ – безразмерный комплекс, характеризующий влияние на процесс резания геометрической формы режущей кромки инструмента,

где ρ_1 – радиус округления режущей кромки инструмента, м;

$V = \frac{CB^X D^Z}{\Gamma^Y (1 - \sin \gamma)^{0,73}}$ – безразмерный комплекс, харак-

теризующий степень пластических деформаций материала снимаемого припуска и материала поверхностного слоя обрабатываемой детали,

где γ – передний угол резца. Значения коэффициентов и показателей степени приведены в табл. 1 [7].

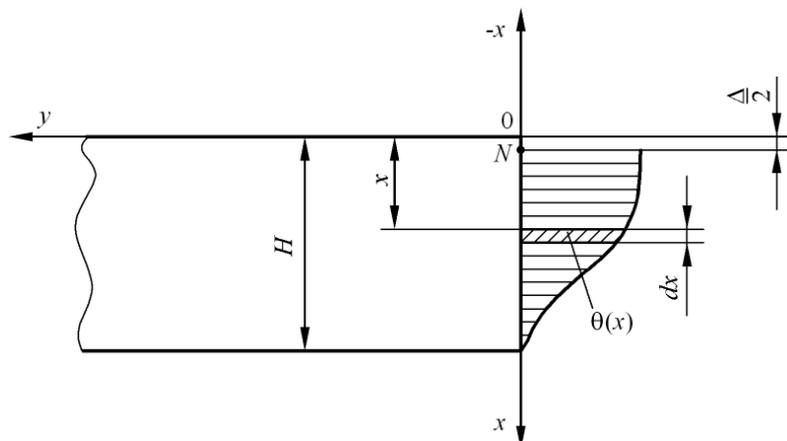


Рис. 2. Схема к определению усредненной температуры на торце резца

Таблица 1. Значения коэффициентов и показателей степени в формуле для определения комплекса В

Обозначение величин	Интервалы изменения B, λ_g и произведения ΓD	Значения величин		
		$\Gamma \leq 9,5$	$\Gamma > 9,5$	
С	$B \leq 60 \Gamma^{0,05} D^{0,11}$	$\lambda_g \leq 20$	0,9	
		$\lambda_g > 20$	1,35	
	$B > 60 \Gamma^{0,05} D^{0,11}$	$\lambda_g \leq 20$	0,45 $\Gamma^{-0,09}$	
		$\lambda_g > 20$	6,05	2,6
x	$B \leq 0,6 \Gamma^{0,7} D^{0,11}$	$-0,21[\Gamma(1-\sin\gamma)]^{-0,3+m}$		
	$60 \Gamma^{0,05} D^{0,11} \geq B > 0,6 \Gamma^{0,7} D^{0,11}$	$0,31[\Gamma(1-\sin\gamma)]^{-0,22+m}$		
	$B > 60 \Gamma^{0,05} D^{0,11}$	$-0,16[\Gamma(1-\sin\gamma)]^{-0,22+m}$		
y	$\lambda_g \leq 20$	$-0,11[B(1-\sin\gamma)]^{-0,6}$		
	$20 \leq \lambda_g \leq 110$	$-0,62[B(1-\sin\gamma)]^{-0,82}$		
	$\lambda_g > 110$	0,195		
z	$0,19[B\Gamma(1-\sin\gamma)]^{0,11}$			

Значения m для расчета величин x (табл. 1) определяются следующим образом:

- при $\lambda_g \leq 20$ при $B < 10 \Gamma^{0,05} D^{0,11}$ $m=0,045$;
- при $10 \Gamma^{0,05} D^{0,11} \leq B < 60 \Gamma^{0,7} D^{0,11}$ $m=0,03$;
- при $B \geq 60 \Gamma^{0,05} D^{0,11}$ $m=-0,055$;
- при $\lambda_g > 20$ при тех же интервалах изменения B величина m равна 0,105; 0,09 и 0,005 соответственно.

Значение Δ определяется по формуле [7]:

$$\Delta = \rho_1 \left\{ \arccos \left[1 - a_2 B^{-b_2(1-\sin\gamma)^{-x}} \right] + \frac{a_2 B^{-b_2(1-\sin\gamma)^{-x}}}{\sin\alpha(\cos\gamma + B\sin\gamma)} + \frac{\delta}{\rho_1} \right\},$$

где δ – высота площадки износа режущего инструмента по задней поверхности; значения коэффициентов a_2, b_2 и x приведены в табл. 2.

Таблица 2. Значения коэффициентов a_2, b_2 и x в формуле для определения Δ

Коэффициент	Значение B		
	$B \leq 0,5$	$0,5 < B \leq 0,9$	$B > 0,9$
a_2	0,557	0,44	0,294
b_2	0,078	0,45	3,4
x	0,75	0,53	0,445

С учетом (5)

$$\theta_p = \frac{-E_i\left(-\frac{R^2}{4a_{cr}\tau}\right)}{-E_i\left(-\frac{\Delta^2}{16a_{cr}\tau}\right)} \cdot \theta_N. \quad (6)$$

Формула (6) позволяет определять температуру в любой точке на задних поверхностях резца.

На любом элементарном участке площади задней поверхности резца температура θ_p пропорциональна радиусу удаления его от точки N , и на основании этого можно записать

$$\bar{\theta}_p = \frac{\int_{\Delta/2}^H \theta(y) dy}{H - \frac{\Delta}{2}} \quad \text{или} \quad \bar{\theta}_p = \frac{k_1 \int_{\Delta/2}^H \left[-E_i\left(-\frac{x^2}{4a_{cr}\tau}\right) \right] dx}{H}, \quad (7)$$

где $k_1 = \frac{\theta_N}{-E_i\left(-\frac{\Delta^2}{16a_{cr}\tau}\right)}$, т. к. $H - \frac{\Delta}{2} \approx H$.

Проинтегрировав выражение (7), получим

$$\bar{\theta}_p = \frac{2\theta_N \sqrt{a_{cr}\tau}}{H \left[-E_i\left(-\frac{\Delta^2}{16a_{cr}\tau}\right) \right]} \times \left\{ \frac{H}{2\sqrt{a_{cr}\tau}} \left[-E_i\left(-\frac{H^2}{4a_{cr}\tau}\right) \right] - \frac{\Delta}{4\sqrt{a_{cr}\tau}} \times \left[-E_i\left(-\frac{\Delta^2}{16a_{cr}\tau}\right) \right] + 2\pi \left(\operatorname{erf} \frac{H}{2\sqrt{a_{cr}\tau}} - \operatorname{erf} \frac{\Delta}{4\sqrt{a_{cr}\tau}} \right) \right\}. \quad (8)$$

Формула (8) пригодна для условий свободного резания при условии $\alpha=\gamma=0$. Для несвободного резания с учетом влияния переднего и заднего углов резца в плане усредненная температура будет уменьшаться на величину $k = \frac{\pi}{2\beta} \cdot \frac{\pi}{\varepsilon} = \frac{\pi^2}{2\beta\varepsilon}$. Тогда $\bar{\theta}_{рн} = \frac{\bar{\theta}_p}{k}$, где $\bar{\theta}_{рн}$ – усредненная температура на задней поверхности резца для условий несвободного резания. Значения β и ε при определении коэффициента k следует подставлять в радианах.

Значение функции $-Ei(-x)$ при малых значениях x (менее 0,01) определяется по формуле

$$Ei(-x) \approx \ln \gamma \cdot x,$$

где $\gamma = 1,781$ – постоянная Эйлера.

Для $x > 0,01$ значения интегрально-показательной функции приведены в [9].

При известной средней температуре на поверхности стержня (торце резца) температура вдоль стержня определяется по формуле [10]:

$$\theta_{ст} = \frac{1}{2} \theta_p \left[e^{-\sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}} x} \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{a_{ст} \tau}} - \sqrt{\frac{\alpha_1 a_{ст} \tau}{\lambda_{ст} h}} \right) + e^{\sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}} x} \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{a_{ст} \tau}} + \sqrt{\frac{\alpha_1 a_{ст} \tau}{\lambda_{ст} h}} \right) \right], \quad (9)$$

где α_1 – коэффициент теплоотдачи, Дж/м²·с·°С;

τ – время нагревания (работы) резца, с;

h – отношение площади сечения державки резца к его периметру, м;

$\lambda_{ст}$ – коэффициент теплопроводности материала державки резца, Дж/м·с·°С.

Разложение в ряд функции $\operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{a_{ст} \tau}} - \sqrt{\frac{\alpha_1 a_{ст} \tau}{\lambda_{ст} h}} \right)$

и анализ слагаемых показали, что значение интеграла вероятности при возможных пределах изменения подынтегральной функции может быть принято равным

$$\operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{a_{ст} \tau}} - \sqrt{\frac{\alpha_1 a_{ст} \tau}{\lambda_{ст} h}} \right) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{x}{2\sqrt{a_{ст} \tau}} - \sqrt{\frac{\alpha_1 a_{ст} \tau}{\lambda_{ст} h}} \right).$$

Поэтому

$$\theta_{ст} = \frac{\bar{\theta}_p}{2k} \left\{ e^{-\sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}} x} \left[1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{x}{2\sqrt{a_{ст} \tau}} - \sqrt{\frac{\alpha_1 a_{ст} \tau}{\lambda_{ст} h}} \right) \right] + e^{\sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}} x} \left[1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{x}{2\sqrt{a_{ст} \tau}} + \sqrt{\frac{\alpha_1 a_{ст} \tau}{\lambda_{ст} h}} \right) \right] \right\}.$$

Удлинение резца будет определяться по следующей формуле:

$$\Delta L_p = \beta_p \frac{\bar{\theta}_p}{2k} \times \int_0^{L_p} \left\{ e^{-\sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}} x} \left[1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{x}{2\sqrt{a_{ст} \tau}} - \sqrt{\frac{\alpha_1 a_{ст} \tau}{\lambda_{ст} h}} \right) \right] + e^{\sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}} x} \left[1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{x}{2\sqrt{a_{ст} \tau}} + \sqrt{\frac{\alpha_1 a_{ст} \tau}{\lambda_{ст} h}} \right) \right] \right\} dx, \quad (10)$$

где L_p – длина вылета державки резца;

β_p – коэффициент температурного линейного расширения материала державки резца.

После интегрирования выражения (10) получаем формулу для определения температурного удлинения резца или половины величины погрешности выдерживаемого при обработке диаметального размера детали.

$$\Delta L_p = \frac{\beta_p \bar{\theta}_p}{2k} \times \left\{ \left(1 + 2\sqrt{\frac{\alpha_1 a_{ст} \tau}{\pi \lambda_{ст} h}} \right) \frac{1}{\sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}}} \left[1 - \exp \left(-L_p \sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}} \right) \right] - \frac{1}{\sqrt{\pi a_{ст} \tau}} \left[\frac{\lambda_{ст} h}{\alpha_1} \exp \left(-L_p \sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}} \right) \times \left(L_p \sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}} + 1 \right) + \frac{\lambda_{ст} h}{\alpha_1} \right] - \left(1 - 2\sqrt{\frac{\alpha_1 a_{ст} \tau}{\pi h \lambda_{ст}}} \right) \frac{1}{\sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}}} \left[1 - \exp \left(L_p \sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}} \right) \right] - \frac{1}{\sqrt{\pi a_{ст} \tau}} \times \left[\frac{\lambda_{ст} h}{\alpha_1} \exp \left(L_p \sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}} \right) \times \left(L_p \sqrt{\frac{\alpha_1}{\lambda_{ст} h}} - 1 \right) + \frac{\lambda_{ст} h}{\alpha_1} \right] \right\}. \quad (11)$$

Определение коэффициента теплоотдачи через боковые поверхности резца выполнено в соответствии с рекомендациями [11–13]. При условии:

$$\beta = \frac{1}{273 + \left(\frac{\theta_p + \theta_f}{2} \right)}$$

коэффициент объемного расширения, 1/°С;

θ_p – температура в зоне резания, °С [14];

θ_f – температура окружающего воздуха, °С;

$\Delta t = \theta_p - \theta_f$ – температурный напор, °С;

$d_{экр} = 4F/P$ – эквивалентный приведенный диаметр, м;

F – площадь поперечного сечения державки резца, м²;

$P = 2(B_1 + H_1)$ – периметр поперечного сечения державки резца, м,

где B_1 и H_1 – ширина и высота сечения державки резца, получена формула для определения коэффициента теплоотдачи в следующем виде:

$$\alpha_1 = \frac{5,4 \left(d_{экр}^3 \beta \Delta t \right)^{0,25}}{d_{экр}}, \quad \frac{\text{Дж}}{\text{м}^2 \cdot \text{с} \cdot \text{°С}}. \quad (12)$$

Сопоставление рассчитанных по формуле (11) и экспериментальных значений температурного удлинения резца приведено на рис. 3, что подтверждает достаточное близкое их совпадение.

Вследствие выделения тепла в зоне резания происходит также нагревание детали и в связи с этим увеличение ее диаметра. Возникает погрешность, обусловленная

температурной деформацией детали, т. к. после остывания ее диаметр становится меньше на величину значения температурной деформации. Условно можно предположить, что деталь нагревается кольцевым источником тепла, т. к. ее опоясывает линейный быстровращающийся относительно оси X тепловой источник (рис. 4).

Задача формуруется следующим образом: «По цилиндрической поверхности детали диаметром $2R$ бесконечной длины в направлении отрицательного X

движется бесконечно долго ($\tau_1 \approx \infty$) кольцевой источник тепла протяженностью l в направлении оси X . Требуется определить температурное поле, развивающееся вокруг кольцевого источника в движущейся вместе с источником системе координат с началом в точке 0 , расположенной на оси детали. На боковой поверхности детали имеется конвективный теплообмен с окружающей средой (коэффициент теплоотдачи α , $\frac{Дж}{м^2 \cdot с \cdot ^\circ C}$).

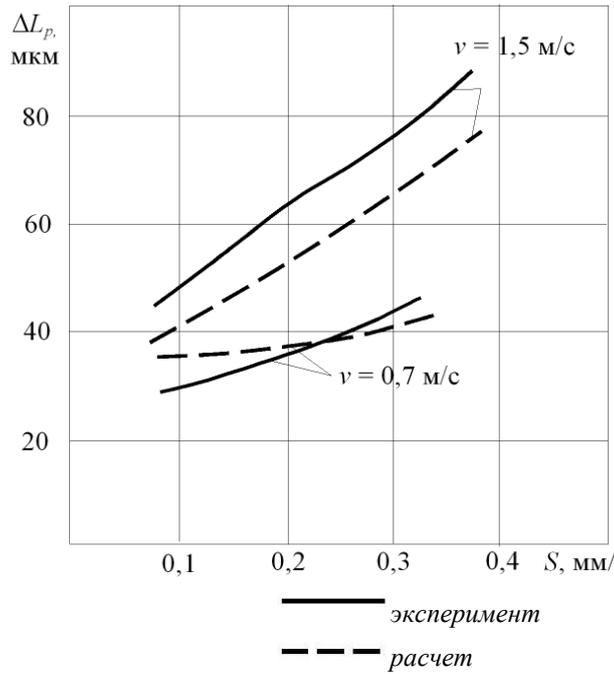


Рис. 3. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений ΔL_p . Обработываемый материал 13Х12НВМФА. Резец из Т15К6.

$t=1$ мм; $L_p=40$ мм; $B \times H=16 \times 25$ мм; $\alpha=12^\circ$; $\gamma=10^\circ$; $\varphi=45^\circ$; $\varphi_1=15^\circ$; $r=1$ мм; $\rho_1=30$ мкм; $\tau=300$ с

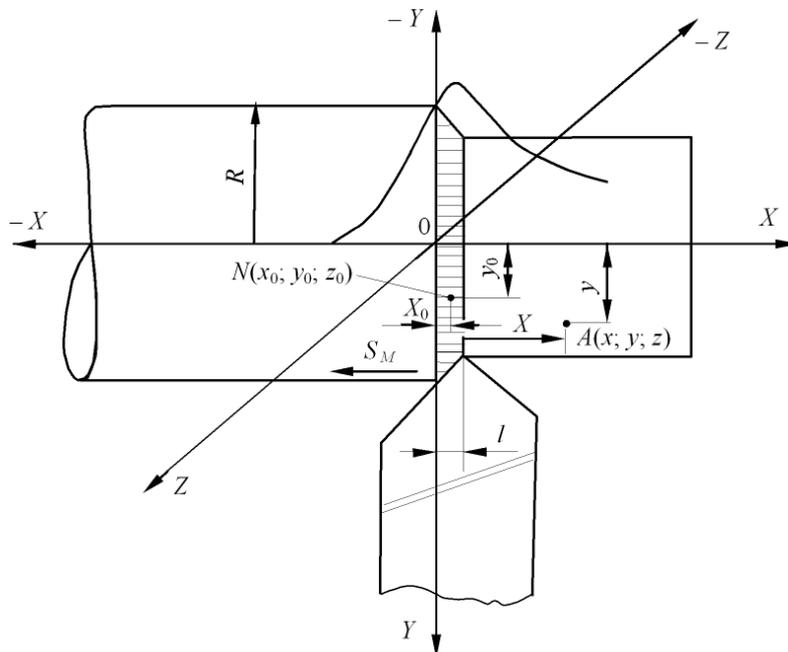


Рис. 4. Схема к расчету температурной деформации обрабатываемой детали при точении

Температурные деформации резца в радиальном направлении определяются по формуле

$$\Delta R = \beta_g \bar{\theta} R,$$

где β_g – коэффициент температурного линейного расширения материала обрабатываемой детали;

R – наружный радиус детали;

$\bar{\theta}$ – средняя температура по радиусу детали сплошного сечения (без отверстия) будет определяться по формуле

$$\bar{\theta} = \frac{C \theta_m \left(\frac{a \tau}{R^2} \right)^m}{0,5R + 1} \left(\frac{l}{S_M} \right)^n,$$

где S_M – минутная подача; l – длина кольцевого источника тепла; τ – время нагревания.

Тогда

$$\Delta R = \frac{C \beta_g R \theta_m (F_0)^m}{0,5R + 1} \left(\frac{l}{S_M} \right)^n, \quad (12)$$

где $F_0 = a\tau/R^2$ – критерий Фурье. В формуле (12) приняты следующие размерности: β_g – $1/^\circ\text{C}$; R – мм; θ_m – $^\circ\text{C}$;

l – мм; $S_M = 500 \frac{Sv}{\pi R K_{\text{сож}}}$, $\frac{\text{мм}}{\text{с}}$, где S и R в мм, v в м/с.

Критерий F_0 определяется при $\tau = 20l/S_M$; C , m , n – коэффициенты, определяемые по табл. 3.

Таблица 3. Значения коэффициентов в формуле (15)

Обозначение коэффициентов	Интервалы изменения l/S_M и F_0	Значения коэффициентов
n	$l/S_M \leq 0,1$	0,58
	$l/S_M > 0,1$	0,132
m	$F_0 \leq 0,1$	0,7
	$F_0 > 0,1$	0,27
C	$F_0 \leq 0,1$	$10 \cdot 10^3$
	$F_0 > 0,1$	3,8

Длина условного кольцевого источника тепла l зависит от подачи, радиуса при вершине резца в плане, главного и вспомогательного углов резца в плане и определяется в соответствии с источником [7].

При наличии в детали центрального отверстия (полюс вал)

$$\bar{\theta} = \frac{C \theta_m F_0^m}{(0,5R_H + 1) R_H^{0,5R_H} (R_H - R_B)} \times \left(\frac{l}{S_M} \right)^n \left(R_H^{0,5R_H + 1} - R_B^{0,5R_H + 1} \right).$$

Погрешность вследствие температурной деформации детали в форме полого вала определяется по формуле

$$\Delta R = \frac{C \beta_g \theta_m F_0^m}{0,5R_H + 1} \left(\frac{l}{S_M} \right)^n \left[R_H - \left(\frac{R_B}{R_H} \right)^{0,5R_H} R_B \right]. \quad (13)$$

Выполненные расчеты позволили выявить влияние отдельных технологических факторов на величину погрешности ΔR . С увеличением подачи погрешность, обусловленная температурными деформациями детали, сначала увеличивается, а затем стабилизируется и даже уменьшается (рис. 5). Объясняется это тем, что при увеличении подачи возрастает температура в зоне резания и большее количество тепла переходит в деталь. Аналогичная картина наблюдается при изменении скорости резания.

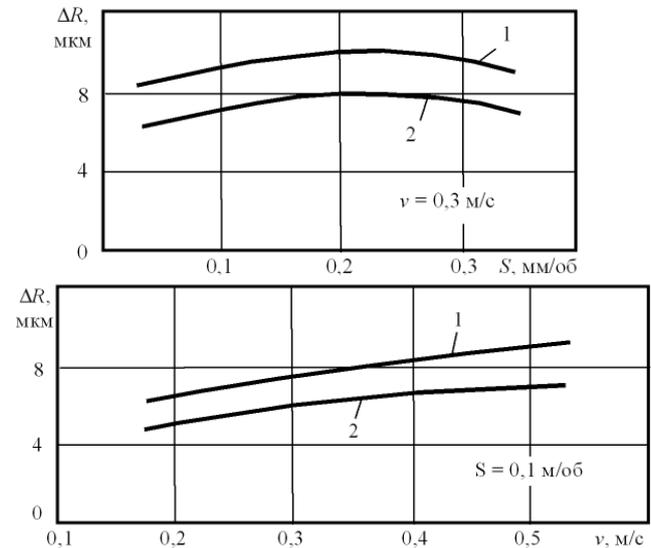


Рис. 5. Влияние подачи и скорости резания на погрешность ΔR при точении сплава ХН73МБТЮ (ЭИ698) резцом из ВК8. $t=1$ мм; $r=0,5$ мм; $\alpha=12^\circ$; $\gamma=10^\circ$; $\varphi=45^\circ$; $\varphi_l=15^\circ$; $\rho_l=30$ мкм; $R_H=40$ мм; $1-R_B=0,2$ мм; $2-R_B=37$ мм

Аналогичные теоретические зависимости получены для расчета погрешностей при торцевом фрезеровании [15; 16].

Суммарная погрешность обработки, обусловленная температурной деформацией режущего инструмента и обрабатываемой детали, будет определяться суммой погрешностей, определенных расчетом по формулам (11, 12 и 13) [17; 18].

С использованием этих формул могут определяться режимы резания, обеспечивающие требуемую точность обработки [19; 20].

Исследование выполнялось в рамках базовой части государственного задания Минобрнауки России (НИР № 824).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Соколовский А.П. Расчёты точности обработки на металлорежущих станках. М.: Машгиз, 1952. 288 с.
- Тарасов В.А., Кашуба Л.А. Теоретические основы технологии ракетостроения. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006. 352 с.
- Корсаков В.С. Точность механической обработки. М.: Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы, 1961. 380 с.
- Резников А.Н. Теплофизика резания. М.: Машиностроение, 1969. 288 с.
- Чистяков Ю.П. Расчётный метод определения погрешностей обработки, обусловленных процессом резания при точении сталей и сплавов // Повышение эффективности и качества в механосборочном производстве. Пермь: Издательство ДНТП, 1985. С. 63–64.
- Безъязычный В.Ф. Метод подобия в технологии машиностроения. М.: Машиностроение, 2012. 320 с.
- Силин С.С. Метод подобия при резании материалов. М.: Машиностроение, 1979. 152 с.
- Янке Е., Эмде Ф., Лёш Ф. Специальные функции. М.: Наука, 1968. 344 с.
- Лыков А.В. Теория теплопроводности. М.: Госэнергоиздат, 1948. 280 с.
- Основы теплопередачи в авиационной и ракетно-космической технике / под ред. В.К. Кошкина. М.: Машиностроение, 1975. 526 с.
- Резников А.Н. Теплообмен при резании и охлаждении инструментов. М.: Машгиз, 1963. 256 с.
- Силин С.С. Теория подобия в приложении к технологии машиностроения. Ярославль: Изд-во ЯПИ, 1989. 109 с.
- Силин С.С. Исследование процессов резания методами подобия // Труды Рыбинского авиационного технологического института. 1966. № 1. С. 3–85.
- Безъязычный В.Ф., Бакунина Т.А. Погрешности обработки, обусловленные температурной деформацией режущего инструмента и обрабатываемой детали при фрезеровании // Справочник. Инженерный журнал. 2010. № 7. С. 15–21.
- Обработка металлов резанием. Справочник технолога / под общ. ред. А.А. Панова. Изд. 2-е. М.: Машиностроение, 2004. 784 с.
- Безъязычный В.Ф. Суммарная погрешность обработки и взаимное влияние её составляющих // Современные технологические системы в машиностроении. Барнаул, 2006. С. 75–78.
- Безъязычный В.Ф. Расчётное определение погрешности при механической обработке // Современные наукоёмкие технологии, оборудование и инструменты в машиностроении: материалы междунар. науч.-техн. конф. СПб., 2014. С. 42–53.
- Силин С.С., Козлов В.А. Теоретическое определение оптимальной скорости при точении // Производственная обработка и технологическая надёжность деталей машин. Ярославль: ЯПИ, 1978. С. 3–16.
- Большаков Е.М., Фоменко Р.Н. Технологические возможности современных обрабатывающих центров и фрезерных станков при обработке деталей авиационных двигателей // Справочник. Инженерный журнал. 2008. № 5. С. 21–29.
- Справочник технолога-машиностроителя. Т. 2 / под ред. А.М. Дальского, А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова, А.Г. Сулова. 5-е изд. М.: Машиностроение, 2001. 941 с.

REFERENCES

- Sokolovsky A.P. *Raschety tochnosti obrabotki na metallorezhushchikh stankakh* [Calculations of metal cutting processing accuracy]. Moscow, Mashgiz Publ., 1952, 288 p.
- Tarasov V.A., Kashuba L.A. *Teoreticheskie osnovy tekhnologii raketostroeniya* [Theoretical foundations of rocket production technology]. Moscow, MGТУ im. N.E. Bauman Publ., 2006, 352 p.
- Korsakov V.S. *Tochnost' mekhanicheskoy obrabotki* [Mechanical processing accuracy]. Moscow, Gosudarstvennoe nauchno-tekhnicheskoe izdatelstvo mashinostroitel'noy literatury Publ., 1961, 380 p.
- Reznikov A.N. *Teplofizika rezaniya* [Thermophysics of cutting]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1969, 288 p.
- Chistyakov Yu.P. Calculation method for evaluation of processing errors arising from the cutting process when steel and alloys turning. *Povyshenie effektivnosti i kachestva v mekhanosborochnom proizvodstve*. Perm, DNTP Publ., 1985, pp. 63–64.
- Bezyazychny V.F. *Metod podobiya v tekhnologii mashinostroeniya* [Similarity method in engineering technology]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2012, 320 p.
- Silin S.S. *Metod podobiya pri rezanii materialov* [Similarity method when materials cutting]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1979, 152 p.
- Yanke E., Emde F., Lesh F. *Spetsialnie funktsii* [Special functions]. Moscow, Nauka Publ., 1968, 344 p.
- Lykov A.V. *Teoriya teploprovodnosti* [Theory of Thermal Conductivity]. Moscow, Gosenergoizdat Publ., 1948, 280 p.
- Koshkin V.K., ed. *Osnovy teploperedachi v aviatsionnoy i raketno-kosmicheskoy tekhnike* [Basics of heat transfer in aviation and aerospace engineering]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1975, 526 p.
- Reznikov A.N. *Teploobmen pri rezanii i okhlazhdenii instrumentov* [Heat transfer when cutting and tool cooling]. Moscow, Mashgiz Publ., 1963, 256 p.
- Silin S.S. *Teoriya podobiya v prilozhenii k tekhnologii mashinostroeniya* [Theory of similarity as applied to the engineering technology]. Yaroslavl, YaPI Publ., 1989, 109 p.
- Silin S.S. Cutting processes study using similarity methods. *Trudy Rybinskogo aviatsionnogo tekhnologicheskogo instituta*, 1966, no. 1, pp. 3–85.
- Bezyazychny V.F., Bakunina T.A. Processing error arising from thermal deformation of cutting tool and processed part when milling. *Spravochnik. Inzhenernyi zhurnal*, 2010, no. 7, pp. 15–21.
- Panov A.A., ed. *Obrabotka metallov rezaniem. Spravochnik tekhnologa* [Metal cutting processing. Reference book for technologist]. 2nd ed. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2004, 784 p.
- Bezyazychny V.F. Combined processing error and interference of its components. *Sovremennye tekhnologicheskie sistemy v mashinostroenii*. Barnaul, 2006, pp. 75–78.
- Bezyazychny V.F. Calculated evaluation of errors during mechanical processing. *Materialy mezhdunar.*

- nauchno-tekhn. konf. "Sovremennye naukoemkie tekhnologii, oborudovanie i instrumenty v mashinostroenii"*. S. Petersburg, 2014, pp. 42–53.
18. Silin S.S., Kozlov V.A. Theoretical evaluation of optimal speed when turning. *Proizvoditel'naya obrabotka i tekhnologicheskaya nadezhnost detaley mashin*. Yaroslavl, YaPI Publ., 1978, pp. 3–16.
19. Большаков Е.М., Фоменко Р.Н. Технологические возможности современных обрабатывающих центров и фрезерных станков при обработке деталей авиационных двигателей. *Spravochnik. Inzhenernyi zhurnal*, 2008, no. 5, pp. 21–29.
20. Dalsky A.M., Kosilova A.G., Meshcheryakov R.K., Suslov A.G., eds. *Spravochnik tekhnologamashinostroitelya* [Reference book of technologist-mechanical engineer]. 5th ed. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2001, vol. 2, 941 p.

PROCESSING ERRORS ARISING FROM THERMAL DEFORMATION OF CUTTING TOOL AND PROCESSED PART

© 2015

V.F. Bezyazychny, Doctor of Sciences (Engineering), Professor,
Honoured master of sciences and engineering of the Russian Federation,
Head of Chair "Technology of aero engines and general engineering"
Solov'yev Rybinsk State Aviation Technical University, Rybinsk (Russia)

Keywords: blank part; cutting tool; cutting mode; cutting temperature; thermal deformations; processing errors.

Abstract: The author presents the technique of calculated evaluation of processing errors arising from thermal deformations during the blank part and cutting tool processing. The assigned task was solved using the dimensionless groups of cutting process which consider process conditions, such as: cutting mode (cutting speed, feed motion and cutting depth), tool cutting part geometry (face and clearance angles, plan root radius, cutting edge rounding-off radius), mechanical and physical and thermophysical properties of processed and tool materials (flow shear resistance of processed material, heat conduction of processed and tool materials, temperature linear expansion factors of processed and tool materials).

Theoretical dependences allowed getting the numerical values of errors arising from thermal deformations of a blank part and the cutting tool. It allowed evaluating the efficiency of feed, cutting speed and other cutting process parameters.

When evaluating errors arising from thermal deformation of cutting tool, the author considered heat transfer to the external environment through the cutting tool side face.

When getting theoretical dependences for evaluation of processing errors, the author used the dependences for evaluation of temperature in the cutting area and its expansion within the blank part and cutting tool got by the Professors S.S. Silin, A.N. Reznikov, A.V. Lykov and others.

The comparison of values of processing errors arising from thermal deformation of processed blank part and cutting tool showed their close agreement that is quite acceptable for practical purposes.