

Температура резания инструментами с износостойкими покрытиями***А. А. Рыжкин, В. Н. Пучкин, Д. В. Моисеев, Ф. А. Висторопская**

Показано, что наличие покрытий на краях лунки и задней поверхности инструмента изменяет термо-ЭДС (ТЭДС), измеряемую методом естественной термопары, на величину не более 0,3–0,7 %. (Это следует из анализа электрической схемы зоны резания.) Значит, на ТЭДС (температуру резания) будет оказывать влияние лишь состав и свойства покрытий. Модельными теоретическими расчетами температуры по предложенной авторами зависимости показано, что температуры минимальны при использовании однослойных покрытий ZrO_2 , TiN , AlN (для пары T15K6 — Сталь 45) и ZrN , AlN , ZrO_2 и Al_2O_3 (для пары T15K6 — 12X18H10T). Эксперименты по точению стали 45 твердосплавными пластинками T15K6 подтвердили эффективность покрытий $TiN+AlN$, когда температура резания, усадка стружки и длина контакта по передней поверхности (l_n) меньше, чем для базового сплава T15K6.

Ключевые слова: температура резания, ТЭДС, зоны резания, износостойкие покрытия, контактные процессы.

Введение. В практике металлообработки твердыми сплавами (ТС) с износостойкими покрытиями установлены факты стабильного повышения стойкости ТС пластин применением покрытий разных типов, однофазных и композиционных, содержащих TiC , TiN , $TiCN$, $TiC+TiN$, $TiCN+TiAlN$, $TiN+TiAlN+TiZrN$, $TiN+AlTiN+AlCrN$, $AlCrN$, $TiN+Al_2O_3$ и др. [1–7].

В опубликованных исследованиях установлены физико-механические причины влияния покрытий на износостойкость ТС для всех методов нанесения покрытия (газофазный и вакуумно-плазменный). В [8–9] были представлены известные механизмы прямого, косвенного и комбинированного влияния покрытий.

В настоящее время появились исследования влияния состава покрытий на прочностные характеристики и напряженное состояние твердых сплавов [7]. Изучен механизм влияния тонкослойных покрытий на торможение окислительно-диффузионного износа ТС [3, 5, 6, 10]. Подтверждается уменьшение сил резания и температуры при использовании некоторых композиционных покрытий [7].

Анализ теплового состояния зоны контакта при резании показал [11], что передняя и задняя поверхности инструмента находятся в неодинаковых термодинамических условиях, и температура задней поверхности в силу специфики контакта и напряженного состояния оказывается меньше, чем на передней поверхности. В этой связи механические, физические и химические свойства покрытий на передней и задней поверхностях должны быть разными. Известные фирмы-производители твердосплавных пластин с покрытиями, например *Plastit*, рекомендуют использовать для передней и задней поверхностей пластин разные по составу покрытия (в зависимости от условий обработки: черновая, получистовая, чистовая).

В условиях обработки резанием на автоматизированном оборудовании (станки с ЧПУ, ГПС и др.) в настоящее время используются форсированные режимы резания с целью повышения производительности. При этом процесс протекает при повышенных температурах. В этих условиях необходимо иметь надежные методы экспериментальной и аналитической оценки температур.

Оценка теплового состояния зоны резания. Метод естественной термопары — один из самых известных и надежных методов экспериментальной оценки температур в условиях трения и резания. Он позволяет оценить среднюю температуру контакта (зоны резания) без акцента на одну из контактных поверхностей. Данный метод применяется и для изучения тепловых явлений при резании с покрытиями. Поэтому анализ «электрического» состояния контакта применительно к процессу резания представляет научный и практический интерес.

* Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ. Грант 12-08-01328-13.

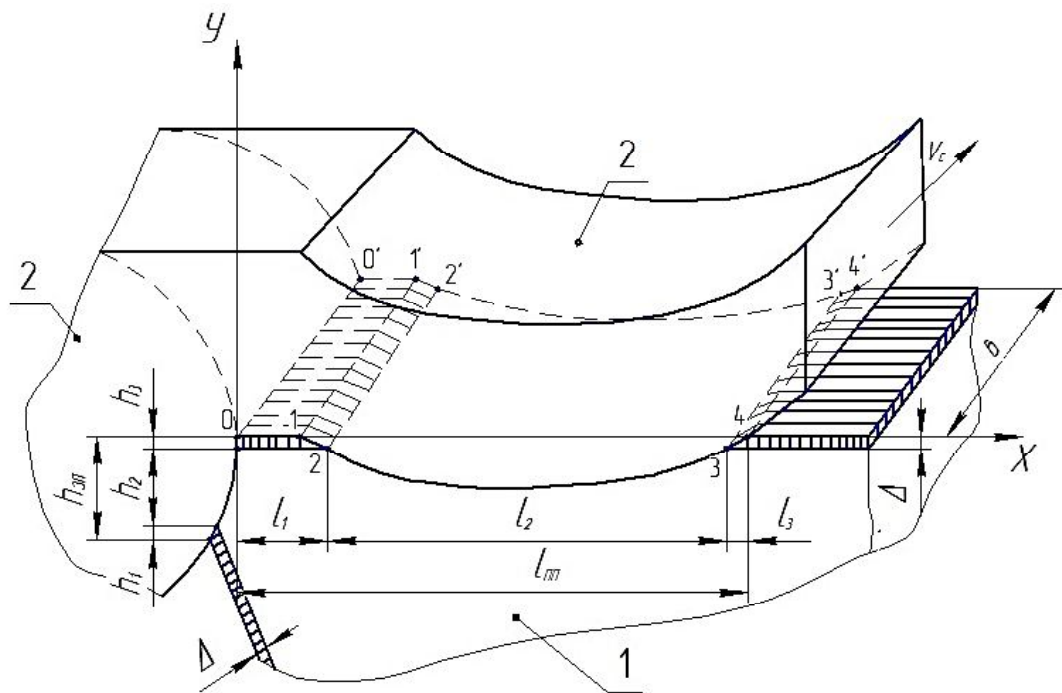


Рис. 1. Схема контакта: 1 — инструмент, 2 — деталь/стружка, Δ — толщина покрытия, h_{π} — длина контакта по передней поверхности, $h_{\text{зп}}$ — длина контакта по задней поверхности

На рис. 1 представлена схема контакта стружки с передней поверхностью и обрабатываемой детали с задней поверхностью инструмента. При этом предполагается, что на контактных площадках покрытие отсутствует (зоны h_2 и h_3). Предполагается также, что покрытие сохраняется на полочке 1–2 и 3–4 на выходе стружки из контакта и на задней поверхности (зоны h_1 и h_3).

Составим эквивалентную электрическую схему контакта зоны резания, представив линейно переднюю и заднюю поверхности, на которых действуют элементарные ЭДС (рис. 2).

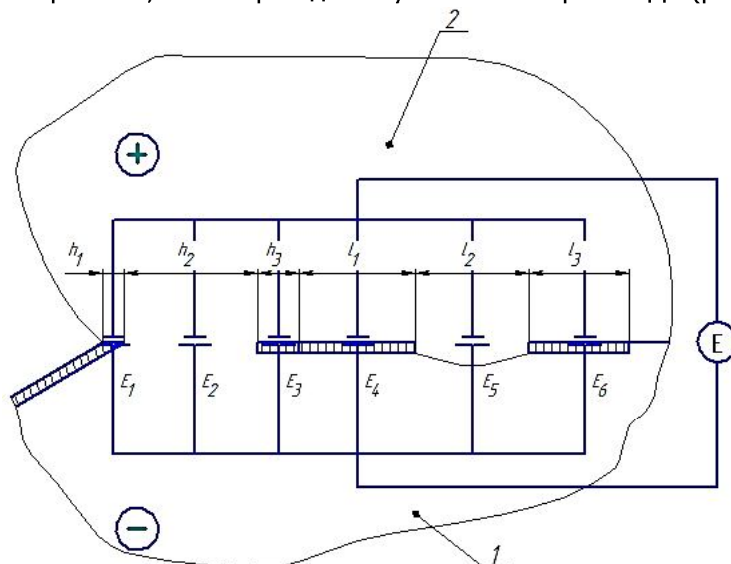


Рис. 2. Электрическая схема контакта зоны резания

В результате зона резания представляет собой параллельное соединение микро- или мини-термопар, которые формируют суммарный сигнал ТЭДС E , фиксируемый измерительным устройством. Как видно (см. рис. 2), ТЭДС E_1 , E_3 , E_4 и E_6 формируются через слой покрытия, а E_2 и E_5 — на участках, свободных от покрытия, т. е. между стружкой и инструментом и заготовкой и инструментом. На рис. 2 минус — это знак ТС, а плюс — обрабатываемый материал (сталь).

Из рис. 2 следует, что согласно методу узлового напряжения [12] в цепи, содержащей n параллельных источников ТЭДС, суммарная ТЭДС равна:

$$E = \frac{\sum_1^n E_i g_i}{\sum_1^n g_i} = \frac{\sum_1^n \frac{E_i}{R_i}}{\sum_1^n \frac{1}{R_i}}, \quad (1)$$

где: g_i — проводимость, R_i — омические сопротивления i -го участка.

Но

$$R_i = \rho_i \frac{l_i}{f_i}, \quad (2)$$

где ρ_i — удельное омическое сопротивление, l_i и f_i — длина и площадь i -го участка.

С учетом (2) и (1) будем иметь:

$$E = \frac{\sum_1^n \frac{E_i f_i}{\rho_i l_i}}{\sum_1^n \frac{f_i}{\rho_i l_i}} = \frac{\sum_1^n E_i f_i}{\sum_1^n f_i}. \quad (3)$$

Если b — ширина среза (рис. 1), то из схемы рис. 2 получаем $\sum_1^n f_i = b(h_1 + h_2 + h_3 + l_1 + l_2 + l_3)$

и, окончательно,

$$E = \frac{E_1 h_1 + E_2 h_2 + E_3 h_3 + E_4 l_1 + E_5 l_2 + E_6 l_3}{h_1 + h_2 + h_3 + l_1 + l_2 + l_3}. \quad (4)$$

Оценим порядок величин $h_1, h_2, h_3, l_1, l_2, l_3$.

Приняв толщину покрытия Δ равной 2–3 мкм, найдем, что величина $h_1 = \frac{\Delta}{\sin \alpha}$ ($\alpha = 10^\circ$ — задний угол

резцовой пластины), или $h_1 = \frac{(2...5) \cdot 10^{-3}}{0,17} = (12...30) \cdot 10^{-3}$ мм. Такого же порядка величина

$l_3 = (10...30) \cdot 10^{-3}$ мм. Как известно [8], длина контакта стружки с передней поверхностью равна:

$$l_{nn} = l_1 + l_2 = 2 \cdot S \cdot \sin \varphi [(1 - \operatorname{tg} \gamma) + \sec \gamma], \quad (5)$$

где l_1 — длина упругого контакта ($l_1 = 0,5 l_{nn}$); S — подача, мм/об; φ — главный угол в плане резца; γ — передний угол; K_a — коэффициент укорочения (усадки) стружки.

Если принять K_a равным 2–4; $S = 0,2$ мм/об; $\gamma = 0^\circ$ и $\varphi = 45^\circ$, то $l_{nn} = 2 \cdot 0,2 \cdot 2 \cdot [2,1 + 1] = 2,48$ (для $K_a = 2$) и $l_{nn} = 4,96$ (для $K_a = 4$).

В результате получим: $l_1 = l_n = \frac{1}{2} l_{nn} = 1,25 \dots 2,5$ мм. Примем $h_2 = h_3 = 0,1 \dots 0,5$ мм.

Знаменатель выражения (4) будет равен

$$\sum h_i + \sum l_i = (12 \dots 30) \cdot 10^{-3} + (0,1 \dots 0,5) + (2 \dots 5) \cdot 10^{-3} + (1,25 \dots 2,5) + (0,57 \dots 4) + (10 \dots 30) \cdot 10^{-3}.$$

Здесь первый, третий и шестой члены можно опустить из-за их малости $[\sum (h_1 + h_3 + l_6) = (24 \dots 65) \cdot 10^{-3} \text{ мм}]$ по сравнению с величиной $\sum (h_2 + l_1 + l_2) = (2,55 \dots 6,5) \text{ мм}$. При этом процент ошибки от такой процедуры составит $[\frac{(24 \dots 65) \cdot 10^{-3}}{(1,92 \dots 7)}] \cdot 100 \% = (0,93 - 1,25) \%$.

Таким образом, если на контактных площадках резца покрытие отсутствует (фиксированные режимы резания, длительное время работы инструмента, обрабатывается материал высокой механической прочности), то измеряемая термо-ЭДС E с малой погрешностью соответствует реальной температуре зоны резания.

Формула (4) для оценки E с учетом приводимых рассуждений примет вид:

$$E = \frac{E_2 h_2 + E_4 l_1 + E_5 l_2}{h_2 + l_1 + l_2}. \quad (6)$$

Так как в реальных условиях резания $l_1 + l_2 = l_{\text{пл}} = 2a [K_a(1 - \tan \gamma) + \sec \gamma]$, а $h_2 \equiv h_3$ — износ по задней поверхности, то итоговая ТЭДС равна:

$$E = \frac{E_3 h_3 + E_{4,5} l_{\text{пл}}}{h_3 + l_{\text{пл}}}. \quad (7)$$

Так как термо-ЭДС отражает уровень температуры, то, очевидно, средняя температура контакта (температура резания) будет равна:

$$T = \frac{T_{\text{эл}} \cdot h_3 + T_{\text{пл}} \cdot l_{\text{пл}}}{h_3 + l_{\text{пл}}}. \quad (8)$$

Такую формулу дает А. Н. Резников [13] и повторяет В. И. Клименко [14].

Оценка прямого влияния покрытия на температуру контакта. Как отмечалось в [8, 9], покрытия, наносимые на инструмент, оказывают на процесс трения и износа прямое, косвенное и комбинированное влияние. Оценим прямое влияние покрытий на тепловое состояние зоны трения, имея в виду, что, из-за разных теплофизических и трибологических характеристик они могут определять и уровень температуры при трении. Варианты решения задач теплопроводности при наличии покрытия на контакте были представлены в [15] и [16]. Здесь используем решение для случая, когда на инструментальном материале имеется однослойное покрытие [15].

Примем стержневую модель пары трения (рис. 3). Стружка (тело 2) скользит со скоростью $V_c = \frac{V}{K_a}$

относительно неподвижного полупространства — инструмента (тело 1) и прижимается к нему с силой N . Примем, что за слоем покрытия инструмент обменивается теплом с окружающей средой.

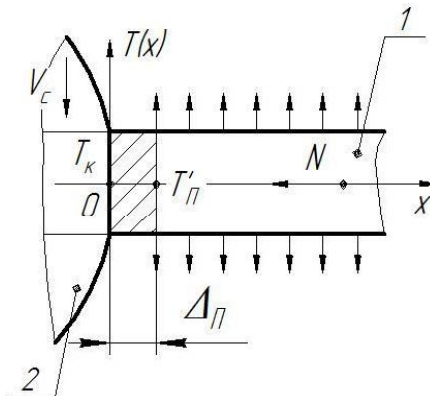


Рис. 3. Модель пары трения с однослойным покрытием толщиной $\Delta_{\text{п}}$ на инструменте

Уравнения теплопроводности запишем для двух зон:

Зона $0 \leq x \leq \Delta_{\pi}$:

$$\frac{\partial^2 T_0(x)}{\partial x^2} = 0 \quad (9)$$

с граничными условиями

$$\frac{\partial T_0(x)}{\partial x} \Big|_{x=0} = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_{\pi}}, \quad T_0(x) \Big|_{x=\Delta_{\pi}} = T_{\pi},$$

где λ_{π} — коэффициент теплопроводности покрытия.

Зона $\Delta_{\pi} \leq x \leq \infty$:

$$\frac{\partial^2 T_1(x)}{\partial x^2} - m_1 T_1(x) = 0 \quad (10)$$

с граничными условиями

$$\frac{\partial T_{\pi}(x)}{\partial x} \Big|_{x=\infty} = 0, \quad \lambda_{\pi} \frac{\partial T_0(x)}{\partial x} = \lambda_1 \frac{\partial T_1(x)}{\partial x}.$$

Здесь $m_1 = \sqrt{\frac{\alpha \sigma_1}{\lambda_1 F_1}}$ — параметр, учитывающий теплообмен стержня со средой [2], где α — коэффициент теплоотдачи в среду ($\alpha=17,23$ Вт/м²·град.); λ_1 — коэффициент теплопроводности основы инструмента (твердого сплава); σ_1 — периметр, а F_1 — площадь теплоотводящей поверхности резца.

Решение уравнений (9) и (10) дает:

$$T_0(x) = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_{\pi}}(\Delta_{\pi} - x) + T'_{\pi} = \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_{\pi}}(\Delta_{\pi} - x) + \frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1 m_1},$$

$$T_0(x) = (1-\alpha)q \left(\frac{\Delta_{\pi} - x}{\lambda_{\pi}} + \frac{1}{\lambda_1 m_1} \right), \quad (11)$$

$$T'_0(x) = -\frac{(1-\alpha)q}{\lambda_{\pi}}; \quad T'_1(x) = -\frac{(1-\alpha)q}{\lambda_1 m_1}. \quad (11a)$$

Температуру контакта T_k получим, положив в (3) $x=0$:

$$T_k = (1-\alpha)q \left(\frac{\Delta_{\pi}}{\lambda_{\pi}} + \frac{1}{\lambda_1 m_1} \right). \quad (12)$$

В (12): q — плотность теплового потока от сил трения на длине контакта l_k (см. рис. 1); $(1-\alpha)$ — доля теплового потока, поступившего в инструмент с покрытием; α — доля теплового потока, ушедшего со стружкой.

Чтобы рассчитать T_k по уравнению (12), необходимо знать $(1-\alpha)$. Этот параметр найдем, решив дополнительно задачу распространения температуры $T_2(x, \tau)$ в подвижном теле 2 (нестационарная задача).

Для тела 2 дифференциальное уравнение теплопроводности имеет вид:

$$\frac{\partial T_2(x, \tau)}{\partial \tau} = a_2 \frac{\partial^2 T_2(x, \tau)}{\partial x^2} \quad (13)$$

с граничными условиями

$$\frac{\partial T_2(x, \tau)}{\partial x} \Big|_{x=0} = -\frac{\alpha q}{\lambda_2}; \quad \frac{\partial T_2(x, \tau)}{\partial x} \Big|_{x=\infty} = 0; \quad T_2(x, \tau) \Big|_{\tau=0} = 0.$$

В (13): τ — время, a_2 — коэффициент температуропроводности материала стружки (обрабатываемой детали).

Решим (13), применив преобразование Лапласа [17]:

$$L\left[\frac{\partial^2 T(x, \tau)}{\partial x^2}\right] = T_L''(x, s); \quad L(T_2(x, \tau)) = T_L(x, s),$$

где s — оператор Лапласа.

Но $T_L' = sT_L(x, s) - T_L(x, 0)$ [17] и $T_L(x, 0) = 0$ (это следует из граничного условия $T_2(x, \delta)|_{\delta=0} = 0$).

Тогда уравнение (13) в изображениях примет вид:

$$T_L''(x, s) - \frac{s}{a_2} T_L(x, s) = 0 \quad (14)$$

с граничными условиями $T_L'(x, s)|_{x=0} = -\frac{1}{s} \frac{\alpha q}{\lambda_2}$, $T_L'(x, s)|_{x=\infty} = 0$; $T_L(x, s)|_{s=0} = 0$.

Общее решение (14) имеет вид [17]:

$$T_L(x, s) = Ae^{\sqrt{\frac{s}{a_2}}x} + Be^{-\sqrt{\frac{s}{a_2}}x}, \quad (15)$$

откуда:

$$T_L'(x, s) = \sqrt{\frac{s}{a_2}} Ae^{\sqrt{\frac{s}{a_2}}x} - \sqrt{\frac{s}{a_2}} B e^{-\sqrt{\frac{s}{a_2}}x}. \quad (16)$$

Из (16), применяя граничные условия к уравнению (14), получим:

$$x=0: -\frac{1}{s} \frac{\alpha q}{\lambda_2} = A\sqrt{\frac{s}{a_2}} - B\sqrt{\frac{s}{a_2}}, \quad x=\infty: 0 = \sqrt{\frac{s}{a_2}} Ae^{\sqrt{\frac{s}{a_2}}x} - \sqrt{\frac{s}{a_2}} B e^{-\sqrt{\frac{s}{a_2}}x}.$$

Откуда $A=0$, а $B = \frac{\alpha q}{\lambda_2} \frac{\sqrt{a_2}}{s\sqrt{s}}$.

Тогда (15) примет вид:

$$T_{L(x,s)} = \frac{\alpha q \sqrt{a_2}}{\lambda_2} \cdot \frac{1}{s\sqrt{s}} e^{-\sqrt{\frac{s}{a_2}}x}. \quad (17)$$

По таблицам обратных преобразований [17] найдем оригинал функции (16):

$$T_2(x, \delta) = \frac{\alpha q \sqrt{a_2}}{\lambda_2} \left[2\sqrt{\frac{\tau}{\pi}} e^{-\frac{x^2}{4a_2\tau}} - \frac{x}{a_2} \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{a_2\tau}} \right]. \quad (18)$$

Откуда:

$$T_\kappa = T_2(x, \tau)|_{x=0} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{\alpha q}{\lambda_2} \sqrt{a_2\tau} = 1,13 \frac{\alpha q \sqrt{a_2\tau}}{\lambda_2} = \frac{1,13\sqrt{\tau}}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \alpha q. \quad (19)$$

Решая совместно уравнения (13) и (19), найдем α :

$$(1-\alpha)q\left(\frac{\Delta_\Pi}{\lambda_\Pi} + \frac{1}{\lambda_1 m_1}\right) = 1,13\alpha q \frac{\sqrt{\tau}}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}},$$

$$\alpha = \frac{\frac{\Delta_\Pi}{\lambda_\Pi} + \frac{1}{\lambda_1 m_1}}{1,13 \frac{\sqrt{\tau}}{\sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} + \left(\frac{\Delta_\Pi}{\lambda_\Pi} + \frac{1}{\lambda_1 m_1}\right)}. \quad (20)$$

где

$$\tau = \frac{l_k}{V_c} \text{ — время контакта, с,} \quad (21)$$

$$l_k = 2S \cdot \sin \varphi K_a [(1 - \operatorname{tg} \gamma) + \sec \gamma], \text{ м.} \quad (22)$$

Здесь γ — передний угол резца; K_a — коэффициент укорочения («усадки») стружки; S — подача, м/об; φ — главный угол в плане.

Температура контакта может быть рассчитана по уравнениям (19) и (20), с учетом (21) и (22). При этом необходимо знать коэффициенты теплопроводности покрытий λ_n , их толщины Δ_n и плотности тепловых потоков q .

Для ориентировочных расчетов T_k примем, что тепловой поток q формируется только работой сил трения F и определяется зависимостью:

$$q_F = \tau_F \cdot V_c = \tau_F \cdot \frac{V}{K_a}, \quad (23)$$

где τ_F — касательное напряжение на передней поверхности, Н/м²; V — скорость резания, м/с.

Если $f = tS$, м² — площадь сечения среза, то:

$$\tau_F = \frac{F}{f} = \frac{N\mu}{tS}. \quad (24)$$

Здесь $F = N\mu$ — сила трения на передней поверхности; N — нормальная сила (см. рис. 1); μ — коэффициент трения; t — глубина резания; S — подача на оборот.

В результате будем иметь:

$$q_F = \frac{N\mu}{tS} \cdot \frac{V}{K_a}. \quad (25)$$

Для расчетов влияния на T_k покрытий разного состава примем $N=100\text{Н}$, сечение среза $t \cdot S = (0,5 \cdot 0,14) \cdot 10^{-6} = 0,07 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$. Скорость резания V , усадку стружки K_a и l_k примем постоянными для выбранного обрабатываемого материала и базового твердого сплава.

Толщины покрытий принимались одинаковой величины m и оставались неизменными в процессе трения. Значения λ_n и μ брались из [16–21] и приведены в табл. 1.

Таблица 1

Характеристики карбидных, нитридных и оксидных покрытий

Покрытие Свойства	Карбиды			Нитриды			Оксиды		
	WC	TiC	ZrC	TiN	ZrN	AlN	TiO ₂	ZrO ₂	Al ₂ O ₃
Коэффициент трения, μ	0,14	0,08	0,14	0,16	0,13	0,12	0,15	0,11	0,4
Коэффициент теплопроводности λ_n , Вт/(м·град)	29,3 (34)	28	27,2 (33,5)	29	25,6 (14)	16 (53)	7 (6,53)	1,4 (1,95)	25 (28,3)

Расчеты проводились для твердых сплавов Т15К6 ($\lambda_1 = 27,2 \text{ Вт/(м·град)}$; $m_1 = 12,3 \text{ м}^{-1}$) и ВК8 ($\lambda_1 = 27,2 \text{ Вт/(м·град)}$; $m_1 = 8,6 \text{ м}^{-1}$).

Геометрия пластин: $\gamma = -5^\circ$; $\varphi = 35^\circ$. В качестве обрабатываемых материалов были выбраны Ст45 ($\sigma_b = 548 \text{ МПа}$; $\lambda_2 = 40,1 \text{ Вт/(м·град)}$; $\alpha_{p2} = 5,02 \cdot 10^6 \text{ Дж/м}^3 \cdot \text{град}$; $\alpha_2 = 8 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$); 12Х18Н10Т ($\sigma_b = 630 \text{ МПа}$; $\lambda_2 = 22,6 \text{ Вт/(м·град)}$; $\alpha_{p2} = 4,5 \cdot 10^6 \text{ Дж/м}^3 \cdot \text{град}$; $\alpha_2 = 5 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$).

Для пары Т15К6 — Ст45 примем $V = 1,2 \text{ м/с}$; $K_a = 3,7$; $m_1 = 12,3$. Для Т15К6 — 12Х18Н10Т $V = 1,7 \text{ м/с}$; $K_a = 3,0$; $m_1 = 12,3$. Для пары ВК8 — 12Х18Н10Т $V = 2,0 \text{ м/с}$; $K_a = 1,7$; $m_1 = 8,6$.

Время τ определяем по (21) с учетом (22):

$$\tau = \frac{l_{\kappa}}{V_c} = \frac{2S \cdot \sin \varphi \cdot K_a \left[(1 - \operatorname{tg} \gamma) + \sec \gamma \right] K_a}{V} \quad (26)$$

Для пары Т15К6 — Ст45:

$$\tau = \frac{2 \cdot 0,14 \cdot \sin 35^\circ \cdot 3,7 \left[(1 + \operatorname{tg} 5^\circ) + \frac{1}{\cos 5^\circ} \right] \cdot 3,7}{1,2} = 0,37 \cdot 10^{-3} \text{ с.}$$

Для пары ВК8 — 12Х18Н10Т:

$$\tau = \frac{2 \cdot 0,14 \cdot \sin 35^\circ \cdot 1,7 \left[(1 + \operatorname{tg} 5^\circ) + \frac{1}{\cos 5^\circ} \right] \cdot 1,7}{2} = 0,86 \cdot 10^{-3} \text{ с.}$$

Для пары Т15К6 — 12Х18Н10Т:

$$\tau = \frac{2 \cdot 0,14 \cdot \sin 35^\circ \cdot 3 \left[(1 + \operatorname{tg} 5^\circ) + \frac{1}{\cos 5^\circ} \right] \cdot 3}{1,7} = 1,13 \cdot 10^{-3} \text{ с.}$$

В табл. 2 приведены расчеты параметров теплового состояния зоны трения при прямом влиянии покрытий: плотность теплового потока q , контактные температуры T_k и величины температурных градиентов на контакте $\operatorname{grad} T$.

Таблица 2

Характеристики теплового состояния зоны контакта при учете прямого влияния покрытий

Тип покрытий	Параметры теплового состояния для пар								
	Т15К6 — Ст45			Т15К6 — 12Х18Н10Т			ВК8 — 12Х18Н10Т		
	$q_F \cdot 10^6$, Вт/м ²	T_k , °С	$\operatorname{grad} T \cdot 10^5$, °С	$q_F \cdot 10^6$, Вт/м ²	T_k , °С	$\operatorname{grad} T \cdot 10^5$, °С	$q_F \cdot 10^6$, Вт/м ²	T_k , °С	$\operatorname{grad} T \cdot 10^5$, °С
WC	64	98	2,18	114	428	3,89	150	490	3,21
TiC	36,6	56	1,31	65,1	245	2,33	85,7	262	1,84
ZrC	60	91	2,21	114	429	4,19	—	—	—
TiN	54,9	84	1,89	97,7	368	3,37	128	419	2,74
ZrN	59,4	91	2,34	89,6	337	3,5	119	390	2,55
AlN	54,8	82	3,43	97,7	365	6,11	—	—	—
TiO ₂	68,6	105	10,51	97,7	365	15	129	422	2,76
ZrO ₂	50,3	77	35,9	81,4	306	58,14	107	350	2,3
Al ₂ O ₃	68,6	105	2,74	325,7	120	13,03	—	—	—
ВК8	—	—	—	—	—	—	161	531	3,45
Т15К6	64	96	1,91	114	429	4,19	—	—	—

Анализ данных таблицы 2 позволяет сделать следующие выводы.

1. Независимо от сочетаний пар «твердый сплав — обрабатываемый материал», покрытие *TiC* (по сравнению с базовым сплавом Т15К6 или ВК8) обеспечивает снижение температуры контакта на 41–50 %, *TiN* — на 14–27 %, *ZrN* — на 27–36 %, *AlN* — на 17–27 %.

2. Из оксидов при трении по жаропрочной стали 12Х18Н10Т наиболее эффективны покрытия *ZrO₂*; снижение T_k по сравнению с Т15К6 и ВК8 составляет 40 и 52 % соответственно.

3. Тонкослойные покрытия из карбидов, нитридов и оксидов, наносимые на базовые твердые сплавы, могут оказать прямое влияние на процесс трения при резании, снизить температуру контакта в общем случае в 1,14–2,03 раза, что должно обеспечить и снижение интенсивности изнашивания [8].

4. Наибольший эффект применения покрытий отмечается при трении по жаропрочной стали 12Х18Н10Т.

Эти заключения сделаны в предположении, что покрытие полностью сохраняется на площадке контакта длительное время и выполняет теплозащитную функцию, снижая температуру контакта T_k .

В реальных условиях трения при резании на контакте по передней и задней поверхности покрытие практически мгновенно удаляется силами трения (это было доказано ранее [8] при изучении топографии поверхности микрорентгеноспектральным анализом). Поэтому в реальных условиях резания роль износостойких покрытий будет сводиться к:

- снижению температур на участках контакта h_1 и h_2 (задняя поверхность инструмента) и 1–2 и 3–4 (передняя поверхность, см. рис. 1);
- уменьшению длины контакта k (h_3);
- снижению деформаций и интенсивности изнашивания инструмента.

При этом процесс износа инструмента с покрытием будет обусловлен прямым, косвенным и комбинированным влиянием покрытий.

Были выполнены экспериментальные исследования влияния покрытий на температуру резания.

Производилось точение стали 45 пятигранными пластинами из твердого сплава марки Т15К6, а также с однослойными покрытиями TiN , ZrN и двухслойным покрытием $TiN + AlN$. Все они наносились методом вакуумно-плазменного напыления. При нанесении покрытия $TiN + AlN$ использовался составной катод $Ti+Al$, полученный спеканием порошков указанных элементов в равных массовых долях. Толщина всех типов покрытий равна 5 мкм.

При продольном точении стали 45 с глубиной резания $t = 0,5$ мм и при двух значениях подач ($S_1 = 0,14$ мм/об и $S_2 = 0,43$ мм/об) измеряли температуры резания методом естественной термопары переводом измеренных значений ТЭДС в температуру по тарировочным графикам $T = f(E)$ для пары Т15К6 — сталь 45. Скорость резания изменялась от 0,4 до 2,5 м/с. Коэффициент укорочения (усадки) стружки находили по отношению толщины стружки к теоретической толщине среза. Длина контакта h рассчитывалась по известной формуле (22). Углы режущей пластины Т15К6: $\gamma = -5^\circ$, $\phi = 35^\circ$, $\alpha = 10^\circ$. На рис. 4 представлены результаты обработки экспериментальных данных.

Из представленных данных видно, что наибольшее снижение температуры резания для выбранных условий обработки отмечается при использовании покрытия $TiN + AlN$. Причем с увеличением подачи разница между температурами для обычного сплава Т15К6 и Т15К6 + ($TiN + AlN$) возрастает. Так, при скорости $V = 2$ м/с для подачи $S = 0,14$ мм/об разница составляет около 40 °С, а при подаче $S = 0,43$ мм/об — 150 °С (сравните ход кривых 4 и 1 на рис. 4). Одновременно двухслойное покрытие $TiN+AlN$ уменьшает длину контакта стружки h (кривые 4" и 1") и деформацию срезаемого слоя (кривые 4' и 1').

Заключение. Из анализа электрической схемы контакта в условиях резания следует, что на величину измеряемой ТЭДС влияют в итоге ТЭДС на элементарных участках и их длины. Расчетами для реальных условий резания при учете сохранения покрытий на границах контактных площадок по передней и задней поверхности показано, что погрешность оценки размеров площадок с покрытием и без составляет не более 1,5 %.

Предложен аналитический метод расчета температуры трения для условий резания твердыми сплавами с нанесенными на них как однослойными, так и многослойными покрытиями. При условии их сохранения в зоне трения покрытия могут оказывать положительное влияние на температуру и контактные характеристики.

Полученные результаты могут быть использованы для оценки влияния каждого типа покрытий на температуру резания и стойкость, а также применяться при создании и исследовании новых покрытий.

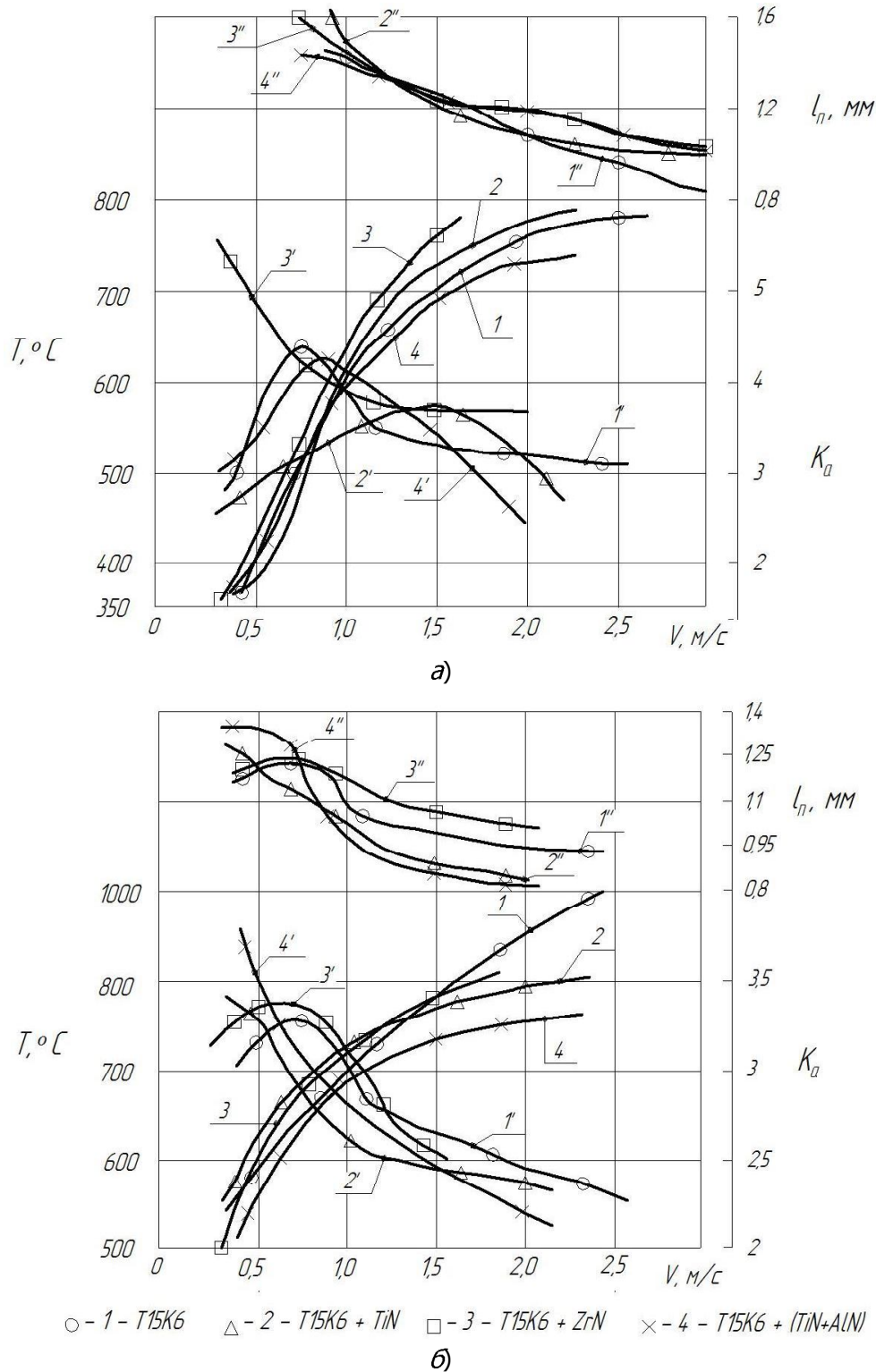


Рис. 4. Кривые температуры, коэффициента укорочения и длины стога стружки для ТС Т15К6 с покрытием и без (при обработке стали 45 с $t = 0,5$ мм: при $S = 0,14$ мм/об (а) и при $S = 0,43$ мм/об (б))

Библиографический список

1. Табаков, В. П. Многослойные износостойкие покрытия для токарных резбых резцов / В. П. Табаков, Д. И. Сагитов // *Технология машиностроения*. — 2013. — № 6. — С. 21–26.
2. Табаков, В. П. Исследование износостойкости покрытий режущего инструмента, полученных с применением составных катодов / В. П. Табаков // *Станки, инструмент*. — 1996. — № 3. — С. 14–17.
3. Андреев, А. А. Износостойкие вакуумно-дуговые покрытия на основе титана в инструментальном производстве / А. А. Андреев, С. Н. Григорьев // *Станки, инструмент*. — 2006. — № 2. — С. 19–24.
4. Табаков, В. П. Многослойное покрытие инструмента в условиях прерывистого резания / В. П. Табаков, А. А. Ермольев // *Станки, инструмент*. — 2005. — № 7. — С. 21–24.
5. Исследование износостойкости режущих инструментов с износостойкими покрытиями / Л. Ш. Шустер [и др.] // *Трение и смазка в машинах и механизмах*. — 2007. — № 5. — С. 32–34.
6. Мигранов, М. Ш. Износостойкость режущих инструментов с износостойкими покрытиями / М. Ш. Мигранов, Л. Ш. Шустер // *Трение и износ*. — 2005. — № 3, Т. 26. — С. 304–307.
7. Табаков, В. П. Влияние состава нитридных покрытий на тепловое и напряженное состояние режущего инструмента и интенсивность его износа / В. П. Табаков, А. В. Чихранов // *Станки, инструмент*, 2009. — № 10. — С. 20–26.
8. Рыжкин, А. А. Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов / А. А. Рыжкин. — Ростов-на-Дону : Издательский центр ДГТУ, 2005. — 311 с.
9. Рыжкин, А. А. Обработка материалов резанием / А. А. Рыжкин, К. Г. Шучев, М. М. Климов. — Ростов-н/Д. : Издательский центр ДГТУ, 2007. — 419 с.
10. Гуревич, Ю. Т. Поверхностное азотирование твердых сплавов на основе карбида титана / Ю. Т. Гуревич // *Упрочняющие технологии и покрытия*. — 2009. — № 9. — С. 28–29.
11. Расчет температуры задней поверхности режущего инструмента / А. А. Рыжкин [и др.] // *Проблемы синергетики в трибологии, трибоэлектрохимии, материаловедении и мехатронике : материалы XI междунар. науч.-практ. конф.* — Новочеркасск, 2012. — С. 4–21.
12. Бессонов Л. А. Теоретические основы электротехники. Электрические цепи / Л. А. Бессонов.— Москва : Гардарики, 2006. — 701 с.
13. Резников, А. А. Теплофизика резания / А. А. Резников. — Москва : Машиностроение, 1969. — 288 с.
14. Сверхтвердые материалы. Получение и применение. В 6 т. Т. 5. Обработка материалов лезвийным инструментом / под. ред. С. А. Клименко // *Национальная Академия наук Украины, Институт сверхтвердых материалов им. В. Н. Бакуля*. — Киев, 2006. — 316 с.
15. Влияние покрытий на тепловую обстановку в зоне резания / А. А. Рыжкин [и др.] // *Прогрессивные отделочно-упрочняющие технологии : межвуз. сб. статей*. — Ростов-на-Дону , 1983. — С. 106–112.
16. Рыжкин, А. А. Исследование температурного поля в паре трения «деформируемое пространство — ограниченная пластина» с учетом объемности источника тепловыделения / А. А. Рыжкин // *Надежность и эффективность станочных и инструментальных систем : сб. науч. тр.* — Ростов-на-Дону, 1993. — С. 121–126.
17. Лыков, А. В. Теория теплопроводности / А. В. Лыков. — М. : Высшая школа, 1967. — 536 с.
18. Исследование характеристик трения и износа ионно-плазменных покрытий, полученных на алюминиевом сплаве / С. Ф. Дудник [и др.] // *Физическая инженерия поверхности*. — 2004. — Т. 2, № 1. — С. 112–116.

19. Погребняк, А. Д. Формирование многослойного сверхтвердого покрытия $Ti-Hf-Si-N/NbN/Al_2O_3$ для высокоэффективной защиты / А. Д. Погребняк // Письма в журнал технической физики, 2013. — Т. 39, вып. 4. — С. 9–16.
20. Семенов, А. П. Трибологические свойства тугоплавких оксидов и неметаллических соединений при высоких температурах / А. П. Семенов // Трение и износ. — 2008. — Т. 29, № 5. — С. 531–549.
21. Волосова, М. А. Влияние вакуумно-плазменных нитридных покрытий на контактные процессы и механизм изнашивания рабочих поверхностей быстрорежущего инструмента при прерывистом резании / М. А. Волосова, В. Д. Турин // Трение и износ. — 2013. — Т. 34, № 3. — С. 246–255.
22. Влияние режимов импульсного лазерного осаждения на трибомеханические свойства тонкопленочных покрытий $Mo-Si-Ni-C$ / М.Я. Бычкова [и др.] // Упрочняющие технологии и покрытия, 2011. — № 9. — С. 23–31.
23. Гадалов, В. Н. Износостойкие покрытия для режущего инструмента (состояние и перспектива развития) / В. Н. Гадалов // Технология машиностроения, 2011. — № 7. — С. 26–28.

Материал поступил в редакцию 03.10.2014.

References

1. Tabakov, V. P., Sagitov, D. I. Mnogosloynnye iznosostoykie pokrytiya dlya tokarnykh rez'bovykh reztsov. [The multilayer wear-resistant coatings for lathe threading tool.] Tekhnologiya Mashinostroeniya, 2013, no. 6, pp. 21–26 (in Russian).
2. Tabakov, V. P. Issledovanie iznosostoykosti pokrytiy rezhushchego instrumenta, poluchennykh s primeneniem sostavnykh katodov. [Study on the cutting tool wear resistance obtained using composite cathodes.] Stanki, instrument. 1996, no. 3, pp. 14–17 (in Russian).
3. Andreyev, A. A., Grigoryev, S. N. Iznosostoykie vakuumno-dugovye pokrytiya na osnove titana v instrumental'nom proizvodstve. [Wear-resistant vacuum-arc coatings based on titanium in tool production.] Stanki, instrument. 2006, no. 2, pp. 19–24 (in Russian).
4. Tabakov, V. P., Yermolyev, A. A. Mnogosloynnoe pokrytie instrumenta v usloviyakh preryvistogo rezaniya. [Multilayer tool coating under interrupted cutting.] Stanki, instrument. 2005, no. 7, pp. 21–24 (in Russian).
5. Shuster, L.Sh., et al. Issledovanie iznosostoykosti rezhushchikh instrumentov s iznosostoykimi pokrytiyami. [Study of wear resistance of cutting tools with composite coatings.] Friction & lubrication in machines and mechanisms, 2007, no. 5, pp. 32–34 (in Russian).
6. Migranov, M. Sh., Shuster, L. Sh. Iznosostoykost' rezhushchikh instrumentov s iznosostoykimi pokrytiyami. [A study of wear resistance of cutting tools with multi-layered coatings.] Friction and wear, 2005, no. 3, vol. 26, pp. 304–307 (in Russian).
7. Tabakov, V. P., Chikhranov, A. V. Vliyanie sostava nitridnykh pokrytiy na teplovoe i napryazhennoe sostoyanie rezhushchego instrumenta i intensivnost' ego iznosa. [Effect of nitride coatings on thermal and stress state of the cutting tool and its wear rate.] Stanki, instrument. 2009, no. 10, pp. 20–26 (in Russian).
8. Ryzhkin, A. A. Teplofizicheskie protsessy pri iznashivani instrumenta'nykh rezhushchikh materialov. [Thermophysical processes at wear of tool cutting materials.] Rostov-on-Don, DSTU Publ. Centre, 2005, 311 p. (in Russian).
9. Ryzhkin, A. A., Shuchev, K. G., Klimov, M. M. Obrabotka materialov rezaniem. [Materials cutting.] Rostov-on-Don, DSTU Publ. Centre, 2007, 419 p. (in Russian).
10. Gurevich, Y. T. Poverkhnostnoe azotirovanie tverdykh splavov na osnove karbida titana. [The surface nitriding technology of hard titanium carbide-based alloys.] Strengthening technologies and coatings, 2009, no. 9, pp. 28–29 (in Russian).

11. Ryzhkin, A. A., et al. Raschet temperatury zadney poverkhnosti rezhushchego instrumenta. [Temperature calculation of rear surface of the cutting tool.] Problemy sinergetiki v tribologii, triboelektrokhimii, materialovedenii i mekhatronike : materialy XI mezhdunar. nauch.-prakt. konf. [Problems of synergy in tribology, triboelectrochemistry, hylology, and mechatronics: Proc. XI Int. sci.-pract. conf.] Novocherkassk, 2012, pp. 4–21 (in Russian).
12. Bessonov, L. A. Teoreticheskie osnovy elektrotehniki. Elektricheskie tsepi. [Theoretical foundation of Electrical Engineering. Electrical circuits.] Moscow : Gardariki, 2006, 701 p. (in Russian).
13. Reznikov, A. A. Teplofizika rezaniya. [Thermophysics of cutting.] Moscow : Mashinostroenie, 1969, 288 p. (in Russian).
14. Klimenko, S. A., ed. Sverkhтвердые материалы. Poluchenie i primeneniye. V 6 t. T. 5. Obrabotka materialov lezviynym instrumentom. [Superhard materials. Formation and application. In 6 vol. Vol. 5. Material processing by edge tool.] V. Bakul Institute for Superhard Materials of the National Academy of Sciences of Ukraine, Kiev, 2006, 316 p. (in Russian).
15. Ryzhkin, A. A., et al. Vliyanie pokrytiy na teplovuyu obstanovku v zone rezaniya. [Effect of coatings on thermal conditions in the cutting zone.] Progressivnye otdelochno-uprochnyayushchie tekhnologii : mezhvuz. sb. statey. [Advanced finishing and hardening technologies : interuniversity coll. of sci. papers.] Rostov-on-Don, 1983, pp. 106–112 (in Russian).
16. Ryzhkin, A. A. Issledovanie temperaturnogo polya v pare treniya «deformiruемое пространство — ogranichennaya plastina» s uchetom ob'emnosti istochnika teplovydeleniya. [Study on temperature field in friction couple 'deformable space - limited plate' considering heat source volume.] Nadezhnost' i effektivnost' stanochnykh i instrumental'nykh sistem : sb. nauch. tr. [Reliability and efficiency of machine and tooling systems: coll. of sci. papers.] Rostov-on-Don, 1993, pp. 121–126 (in Russian).
17. Lykov, A. V. Teoriya teploprovodnosti. [Heat conductivity theory.] Moscow : Vysshaya shkola, 1967, 536 p. (in Russian).
18. Dudnik, S. F., et al. Issledovanie kharakteristik treniya i iznosa ionno-plazmennyykh pokrytiy, poluchennykh na alyuminievom splave. [The investigation of friction and wear characteristics of ion-plasma coatings, received on the aluminum alloy.] Physical surface engineering, 2004, vol. 2, no. 1, pp. 112–116 (in Russian).
19. Pogrebnjak, A. D. Formirovaniye mnogosloynnogo sverkhтвердого pokrytiya Ti-Hf-Si-N/NbN/Al₂O₃ dlya vysokoeffektivnoy zashchity. [Formation of multilayer superhard Ti-Hf-Si-N / NbN / Al₂O₃ coating for high protection.] Pis'ma v zhurnal tekhnicheskoy fiziki, 2013, vol. 39, iss. 4, pp. 9–16 (in Russian).
20. Semenov, A. P. Tribologicheskie svoystva tugoplavkikh oksidov i nemetallicheskiykh soedineniy pri vysokikh temperaturakh. [Tribological behavior of refractory oxides and non-metallic compounds at high temperatures.] Friction and wear, 2008, vol. 29, no. 5, pp. 531–549 (in Russian).
21. Volosova, M. A., Turin, V. D. Vliyanie vakuumno-plazmennyykh nitridnykh pokrytiy na kontaktnyye protsessy i mekhanizm iznashivaniya rabochikh poverkhnostey bystrorezhushchego instrumenta pri preryvistom rezanii. [Effect of vacuum-plasma nitride coatings on contact processes and wear mechanism of working surfaces of high-speed tool at interrupted cutting.] Friction and wear, 2013, vol. 34, no. 3, pp. 246–255 (in Russian).
22. Bychkova, M. Y., et al. Vliyanie rezhimov impul'snogo lazernogo osazhdeniya na tribomekhanicheskie svoystva tonkoplenochnyykh pokrytiy Mo-Si-Ni-C. [Effect of pulsed laser deposition conditions on the tribological and mechanical properties of thin film Mo-Se-Ni-C coatings.] Strengthening technologies and coatings, 2011, no. 9, pp. 23–31 (in Russian).
23. Gadolov, V. N. Iznosostoykie pokrytiya dlya rezhushchego instrumenta (sostoyaniye i perspektiva razvitiya). [Wear-resistant coating for cutting tool (the present state and prospects of development).] Tekhnologiya Mashinostroeniya, 2011, no. 7, pp. 26–28 (in Russian).

COATED TOOL CUTTING TEMPERATURE*

A. A. Ryzhkin, V. N. Puchkin, D. V. Moiseyev, F. A. Vistoropskaya

The analysis of the cutting area circuit diagram has shown that coatings on the edges of the hole and on the flank surface of the tool change the thermoelectric power measured by the dynamic thermocouple to the value of not more than 0.3-0.7%. So, only the composition and properties of the coatings will have an effect on the cutting temperature. Model theoretical temperature calculations according to the dependence proposed by the authors have shown that the temperatures are minimal when using single coatings ZrO_2 , TiN, AlN (for couples T15K6 — St45), and ZrN, AlN, ZrO_2 , Al_2O_3 (for couples T15K6 – 12H18N10T). Experiments on turning St45 by carbide plates made of T15K6 have proved the efficiency of TiN+AlN coatings when the cutting temperature, chip shrinkage, and contact length on the front face (l_c) are less than for the base alloy T15K6.

Keywords: cutting temperature, thermoelectric power, cutting areas, wear-resistant coatings, contact processes.

* The research is done with the financial support from RFFI. Grant 12-08-01328-13.