

ТЕМПЕРАТУРА РЕЗАНИЯ ПРИ БЕЗВЕРШИННОМ ТОЧЕНИИ ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ

(Представлено проф., д.т.н., Клименко С.А.)

*Разработана методика определения зависимости температуры
резания от условий обработки при точении закаленной стали.*

Актуальность проблемы. Температурная напряженность процесса обработки, определяемая режимами резания, свойствами инструментального и обрабатываемого материалов, геометрическими параметрами инструмента, наличием технологических сред, является важнейшим фактором, обуславливающим стойкость режущего инструмента и качество обработанной поверхности.

Ввиду низкой электропроводности поликристаллических сверхтвердых материалов (ПСТМ) на основе кубического нитрида бора (КНБ) измерение электродвижущей силы, возникающей в цепи естественной термопары "КНБ – стальная заготовка", весьма затруднительно. В этой связи необходимо либо применять специальные корректирующие устройства [1], либо использовать искусственную термопару. В работе [2] с помощью хромель-алюмелевой термопары, встроенной в режущую пластину из эльбора-Р при последовательных переточках по передней и задней поверхностям была установлена величина градиента температуры – 200 К/мм (обрабатываемый материал – ШХ-15, 62–64 HRC), что позволило рассчитать температурное поле в режущем инструменте, полагая, что в вершине резца действует точечный источник тепла. Термопара устанавливалась в отверстие диаметром 0,5 мм, которое выполнялось в режущей пластине с помощью лазера, с последующим ультразвуковым рассверливанием с использованием алмазной пасты. В [3] температура резания определялась методом экстраполяции на вершину резца результатов измерения температуры в двух точках на опорной поверхности режущего инструмента, что существенно упрощает проведение исследований, однако снижает точность полученных результатов. Повысить точность расчетно-экспериментального определения температуры резания можно путем применения программного обеспечения, позволяющего решать задачи теплофизики

на основании метода конечных элементов. Основным условием, определяющим соответствие принятой модели реальным условиям, имеющим место в процессе резания, является адекватная постановка граничных условий (тепловой нагрузки на контактных и теплоотдачи на свободных поверхностях инструмента).

В ряде публикаций, например [4], [5], посвященных данной проблеме, отмечается, что значительное влияние на результаты расчета температуры оказывает учет охлаждающего эффекта от теплоотдачи в корпус инструмента и термического сопротивления между различными его элементами.

Цель настоящего исследования – разработка методики и соответствующих моделей, предназначенных для экспериментально-аналитического определения зависимости температуры резания от условий обработки при тчении закаленной стали косоугольным безвершинным ("бреющим") резцом, оснащенным пластинами из ПСТМ на основе КНБ.

Основная часть. В данной работе температура резания определялась на основе решения обратной задачи теплопроводности, по экспериментально установленным значениям температур в двух контрольных точках на подложке режущей пластины. При решении нестационарной задачи использовалась твердотельная модель резца, включающая режущую пластину из КНБ, подкладку из твердого сплава и поворотную державку. Твердотельная модель режущего инструмента и схема установки термодпар показаны на рис. 1, 2.

Полагая, что при установившемся процессе температура резания не зависит от времени, на контактных поверхностях инструмента принимались граничные условия первого рода: $\theta(x, y, z) = \theta_A$, где

θ_A – средняя температура на передней и задней поверхностях инструмента. Начальная температура модели соответствовала температуре окружающей среды. На свободных поверхностях режущей пластины, подкладки и державки были приняты граничные

условия 3 рода: $\alpha_e \cdot (\theta_n - \theta_c) = \lambda \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)$, где усредненная величина

эффективного коэффициента теплоотдачи принимает для указанных элементов модели значения $\alpha_{e1} = \alpha_{e2} = 50 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К})$ и $\alpha_{e3} = 20 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К})$ соответственно.

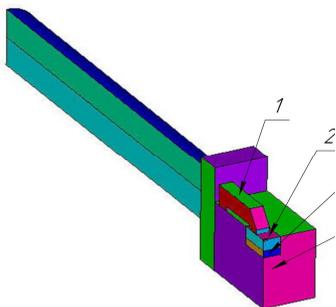


Рис. 1 Твердотельная модель режущего инструмента (осевое сечение)

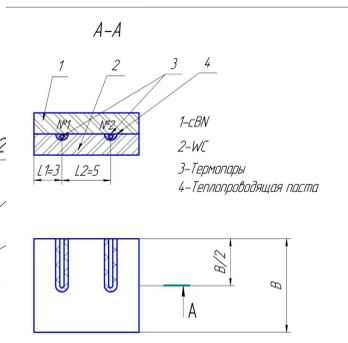


Рис. 2. Схема установки термопар под режущей пластиной

Большое значение имеет правильное определение такого параметра, как контактное термическое сопротивление, определяемое величиной тепловой проводимости α_T на границах контакта между элементами модели инструмента (режущей пластиной, твердосплавной подкладкой и державкой). Теоретическое определение данного параметра связано со значительными трудностями и, в этой связи, результаты расчетов, в соответствии с [6], требуют корректировки. Одним из способов достижения хорошего совпадения экспериментальных и расчетных значений температуры в точках установки термопар является варьирование величиной тепловой проводимости α_T при известных геометрических параметрах контактных площадок инструмента. Уточняя величину α_T таким образом, чтобы зависимости температуры T_1 и T_2 в точках установки термопар от времени (рис. 3) совпадали с данными расчетов в диапазоне варьирования условий обработки, можно экспериментально установить среднее значение искомого параметра.

Величины тепловой проводимости на границах контакта между режущей пластиной (2) (рис. 1) и подкладкой из твердого сплава (3), подкладкой и корпусом резца (4), а также прихватом (1) и пластиной (2) определялись в соответствии с методикой [6]. Их скорректированные значения представлены в табл. 1.

Таблица 1

Тепловая проводимость контактных поверхностей

Контактные поверхности		1-2	2-3	3-4
Тепловая проводимость контакта: α_T Вт/м ² К	расчетные значения	42300	12560	2700
	принятые при моделировании	30000	15000	2000

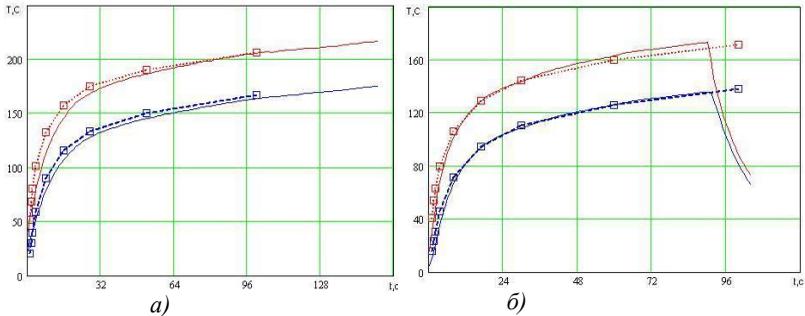


Рис. 3. Изменение температуры в контрольных точках на подложке режущей пластины с течением времени ($S = 0,38$ мм/об; $v = 1,24$ м/с): — экспериментальные данные; - - - расчетные значения температуры: а) $\lambda = 30^\circ$; $t = 0,085$ мм; б) $\lambda = 50^\circ$; $t = 0,07$ мм

В соответствии с предложенной методикой, основанной на использовании расчетно-экспериментального подхода, исследование температурных зависимостей процесса резания осуществлялось следующим образом. По результатам вычислительного эксперимента на конечно-элементной модели были получены уравнения регрессии (1) и (2) для температур T_1 и T_2 в контрольных точках (см. рис. 2) в зависимости от варьируемых факторов – величин длины и ширины контакта стружки с передней поверхностью, ширины фаски износа по задней поверхности и средней температуры резания T . Получив в ходе натурного эксперимента данные, выражающие зависимость температуры в контрольных точках от условий обработки и решая в дальнейшем уравнения (1) и (2) относительно T , при известном значении T_1 и T_2 , легко найти среднюю температуру в области, прилегающей к вершине резца. Блок-схема экспериментально-расчетного подхода показана на рис. 4.

$$T_1 = -111,83 + 39,13 - 12,23b^2 + 428,75Lc + 418,75h_3 + 0,09T + 0,09bT - 1575Lc \cdot h_3; \quad (1)$$

$$T_2 = -98,14 + 40,35 - 10,36b^2 + 267,1Lc + 262h_3 + 0,07T + 0,072bT - 675Lc \cdot h_3. \quad (2)$$

Зависимости температуры в точках установки термопар от глубины резания и подачи представлены на рис. 5. Увеличение длины контакта режущей кромки с обрабатываемым материалом, а также рост толщины среза при большей глубине резания приводит к увеличению суммарного теплового потока, поступающего в инструмент. Даже при незначительном росте контактной температуры это способствует интенсивному подъему температур T_1 и T_2 (рис. 5, а). В отличие от глубины резания, угол λ значительного влияния на температуру в контрольных точках не оказывает, так как одновременно с увеличением плотности теплового потока его суммарная величина снижается в виду уменьшения площади контакта на передней и задней поверхностях инструмента.

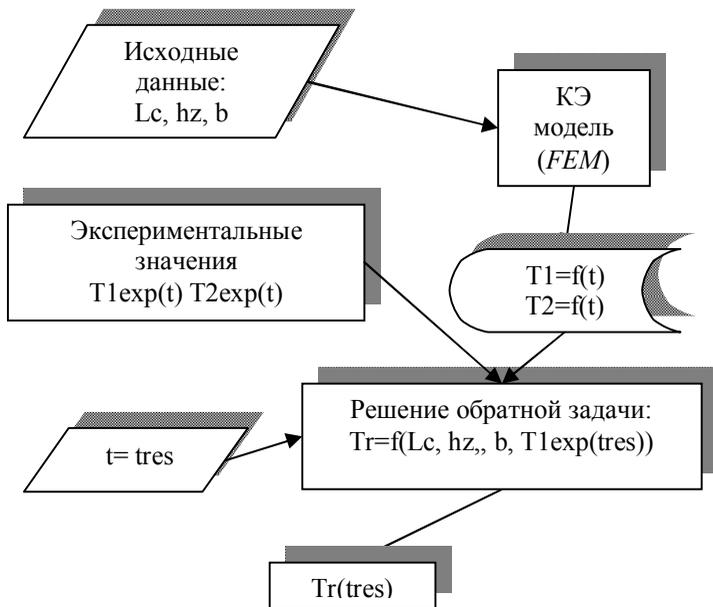


Рис. 4. Блок-схема расчетно-экспериментального метода определения температуры резания

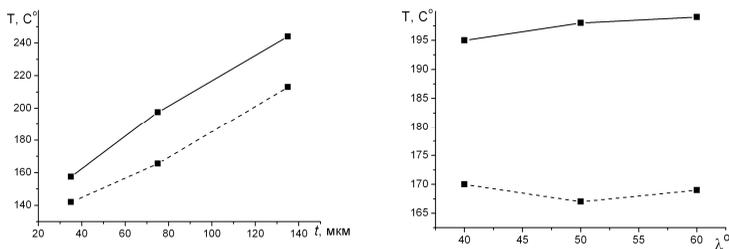


Рис. 5. Данные измерений температуры в контрольных точках (а – $S = 0,38$ мм/об; $v = 1,31$ м/с; $\lambda = 50^\circ$; б – $S = 0,38$ мм/об; $v = 1,31$ м/с; $t = 0,075$ мм): — температура в точке T_1 ; температура в точке T_2

Экспериментальные исследования температуры резания проводились при обработке заготовки из стали ШХ-15 твердостью 60–62 HRC (длина 250 мм; диаметр 80 мм). Использовалась режущая

пластина SNUN-120408T из ПСТМ на основе КНБ. Геометрические параметры инструмента: $\gamma = -10^\circ$ с упрочняющей фаской $\gamma_f = -20^\circ$; $l_f = 0,2$ мм; $\alpha = 10^\circ$. Условия обработки варьировались в диапазонах: угол наклона режущей кромки безвершинного резца $\lambda = (30-60)^\circ$; подача $S = 0,38-0,95$ мм/об; глубина резания $t = 0,05-0,15$ мм; скорость резания $v = 0,5-1,5$ м/с.

Условия обработки, экспериментальные данные температур в контрольных точках и расчетные величины температур резания представлены в табл. 2. Длина контакта инструмента со стружкой рассчитывалась в соответствии с алгоритмом, описанным в [7].

Таблица 2
Расчетные значения температуры резания

λ°	S , мм/об	v , м/с	t , мкм	L_{cp} , мм	T_1 , $^\circ\text{C}$	T_2 , $^\circ\text{C}$	T_{sr} , $^\circ\text{C}$
40	0,38	1,31	50	0,073	169	147,9	811
40	0,38	1,31	100	0,1	221	192	868
50	0,38	1,31	35	0,067	157	142	878
50	0,38	1,31	75	0,102	197	165	905
50	0,38	1,31	135	0,141	244	213	936
60	0,38	1,31	35	0,067	153	134	901
60	0,38	1,31	80	1,08	197	139	937
60	0,38	1,31	100	1,25	215	182	957
50	0,38	0,83	70	0,098	174	144	770
50	0,38	1,67	70	0,087	222	191	964
50	0,67	1,31	75	0,169	237	218	1085
50	0,95	1,31	75	0,226	254	228	967

Длину контакта инструмента с обрабатываемой заготовкой примем соответствующей величине фаски износа по задней поверхности и равной 0,1 мм. Ширина контакта соответствует длине активной части режущей кромки и определяется по выражению:

$$L = \frac{\sqrt{2 \cdot R \cdot t}}{\sin \lambda} + \frac{S}{2 \cos \lambda} \quad (3)$$

На рис. 6 представлена диаграмма Парето, отражающая степень влияния коэффициентов полиномиальной модели на параметр

оптимизации. Из анализа диаграммы следует, что наибольшее влияние на температуру в зоне контакта оказывает скорость резания, вторым по значимости фактором является угол наклона режущей кромки. Глубина резания и подача оказывают менее значимое влияние, хотя с ростом глубины температура возрастает более интенсивно, чем с увеличением подачи. Анализ экспериментальных данных показывает, что с увеличением угла наклона режущей кромки температура резания возрастает (рис. 7). Так, согласно расчету, при увеличении угла наклона режущей кромки от 30° до 60° ($t = 0,1$ мм; $v = 1,4$ м/с; $h_z = 0,1$ мм; $S = 0,67$ мм/об) средняя температура контакта возрастает от 800° до 1030° .

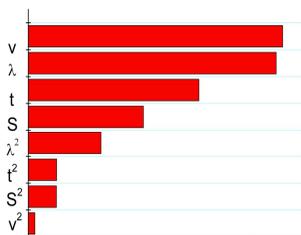


Рис. 6. Диаграмма Парето

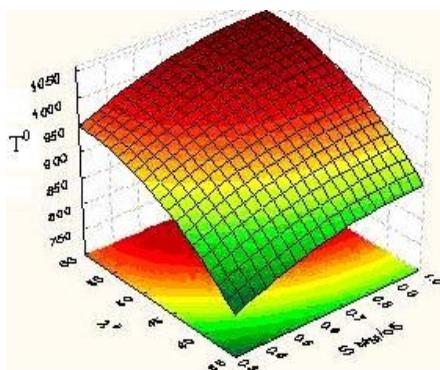


Рис. 7. Зависимость температуры резания от угла наклона режущей кромки и подачи ($R = 40$ мм; $t = 0,075$ мм; $v = 1,31$ м/с)

Причинами роста температуры в данном случае являются увеличение средней толщины среза (от $0,013$ до $0,034$ мм), рост силы трения на передней поверхности, а также увеличение сил, действующих на задней поверхности резца, что связано с ростом радиуса округления режущей кромки ρ_k , определяемого в главной секущей плоскости, и одновременным снижением величины кинематического заднего угла. Совместное воздействие указанных факторов приводит к росту площади контакта обрабатываемого материала с задней поверхностью режущего инструмента и, соответственно, интенсификации процессов трения на площадке износа.

Существенное большее, чем при обычном точении, влияние на температуру оказывает глубина резания (рис. 8). С ее ростом

увеличивается толщина срезаемого слоя и ширина среза. Как следствие, растет мощность теплового потока и, за счет увеличения длины активной части режущей кромки, общее количество теплоты, поступающей в инструмент от контактных площадок резца со стружкой и обрабатываемой деталью. Суммарное воздействие указанных факторов вызывает интенсивный рост температуры в контрольных точках на подложке пластины и, как показывает расчет, средней температуры резания. С увеличением глубины резания от 0,05 до 0,1 мм температура на контактных поверхностях возрастает на 50° ($t = 0,1$ мм; $v = 1,4$ м/с; $h_z = 0,1$ мм; $\lambda = 60^\circ$, $S = 0,67$ мм/об). С дальнейшим увеличением глубины резания интенсивность роста температуры снижается. Влияние подачи выражается главным образом в увеличении толщины срезаемого слоя. При $t = 0,1$ мм, $\lambda = 50^\circ$ и увеличении подачи в диапазоне 0,3–1 мм/об a_{cp} возрастает от 8 до 34 мкм.

Скорость резания является фактором, в наибольшей степени влияющим на температуру в зоне контакта (рис. 9). При изменении скорости резания в диапазоне от 0,5 до 1,5 м/с температура возрастает с 880° до 1060° ($t = 0,1$ мм; $h_z = 0,1$ мм; $\lambda = 60^\circ$; $S = 0,67$ мм/об).

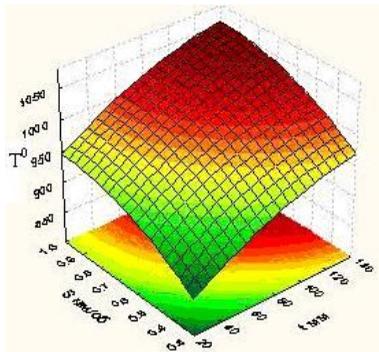


Рис. 8 Зависимость температуры резания от глубины резания и подачи ($R = 40$ мм; $v = 1,31$ м/с; $\lambda = 50^\circ$)

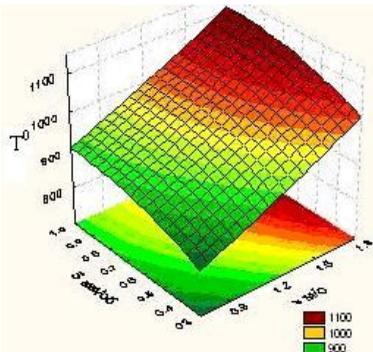


Рис. 9 Зависимость температуры резания от скорости резания и подачи ($R = 40$ мм; $t = 0,075$ мм; $\lambda = 50^\circ$)

Выводы. Необходимо отметить, что, при прочих равных условиях, обработка с углами наклона режущей кромки ($30\text{--}40^\circ$) дает возможность применять более высокие скорости резания без существенного снижения периода стойкости инструмента. В то же

время, исходя из условия обеспечения виброустойчивости инструмента, выражающемся в максимальном отношении толщины срезаемого слоя и длины активной части режущей кромки, угол наклона режущей кромки при "бреющем" точении следует назначать в диапазоне (40–50)°. Уровень температур при резании сталей инструментом из нитрида бора при оптимальной скорости резания сравнительно узок и составляет 1000–1100 °С [8]. Назначая режимы резания при условии обеспечения максимальной стойкости инструмента в соответствии с полученными данными можно рекомендовать следующие сочетания режимов обработки: мм; $v = 1,2–1,5$ м/с; $S = 0,6–0,1$ мм/об ; $t = 0,075–0,1$ мм; $\lambda = (40–50)^\circ$.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Хаара А. и др. Устройство для корректирования температур при выполнении измерений с использованием термопары режущий инструмент - обрабатываемое изделие // Сб. Науч. об-ва точной механики. – 1973. – С. 27.
2. Экспериментальное определение температурного поля реза из эльбора-Р / В.В. Коломиец, В.П. Зубарь, В.В. Голик, В.В. Колганенко // Синтет. Алмазы. – 1977. – Вып. 1. – С. 28–30.
3. Точение износостойких защитных покрытий / С.А. Клименко, Ю.А. Муковоз, Л.Г. Полонский, П.П. Мельничук. – Киев: Техника, 1997. – 144 с.
4. Uhlmann E., Wörner E, Brüher M. More efficient cutting processes due to the heat-spreading effect of CVD dimond // IDR. – 1997. – № 1. – P. 25–29.
5. Temperature determination at the chip-tool interface using an inverse thermal model considering the tool and tool holder / R. Carvalho, S.M.M. Lima e Silva, A. R. Machado, G. Guimaraes // J. of Mat. Proc. Techn.– 2006.– 179. – P. 97–104.
6. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. – М.: Машиностроение, 1981. – 244 с.
7. Клименко С.А, Манохин А.С. Определение составляющих силы резания при «бреющем» точении // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Зб. наук. праць.– Краматорськ, 2007. – Вып. № 21. – С. 19–35.
8. Зубарь В.П. Перспективы применения синтетических сверхтвердых материалов в лезвийной обработке // Резание и инструмент. – 1981. – Вып. 26. – С. 48–50.

МАНОХИН Андрей Сергеевич – младший научный сотрудник
Института сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины
Научные интересы:

- обработка материалов резанием;
- режущие инструменты;
- повышение работоспособности режущих инструментов.

Подано 23.01.2009

