

ВЛИЯНИЕ ПОКРЫТИЯ TiN НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ НАГРУЗОК В ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РЕЖУЩИХ ПЛАСТИНАХ ПРИ ОБРАБОТКЕ АУСТЕНИТНЫХ НЕРЖАВЕЮЩИХ СТАЛЕЙ

В статье рассматривается распределение нагрузок на режущей пластине из твердого сплава BK8 при обработке аустенитной нержавеющей стали 12X18H10T. Поведен расчет компонентов силы резания, методом конечных элементов рассчитаны напряжения и смещения материала треугольной режущей пластины TRUN 160338. Показано, что возникающие напряжения превышают предел текучести материала и релаксация напряжений идет в кобальтовой связке. Наличие покрытия TiN приводит к более равномерному распределению нагрузки и снижает напряжения до значений, не превышающих предел текучести.

Ключевые слова: режущий инструмент, твердый сплав, распределение напряжений, нержавеющие стали, BK8, TiN.

Введение. Для повышения эффективности, производительности и экономичности процесса резания все более широко используют автоматические линии, металлообрабатывающие комплексы с ЧПУ и гибкие производственные системы (ГПС). Однако это оборудование в сочетании с современными системами управления требует очень значительных финансовых затрат. Поэтому необходимым условием продуктивного использования оборудования является высокий уровень режущего инструмента, способного обеспечить увеличенные сроки службы, гарантию высокой производительности и качества получаемой продукции, а также снижение вспомогательного времени на замену и переналадку инструмента при его эксплуатации. Роль режущего инструмента дополнительно возрастает при операциях механической обработки, характеризующихся повышенными силовыми и температурными нагрузками, при резании на высокой скорости, при обработке материалов высокой твердости, коррозионностойких сталей, титановых сплавов и сплавов на основе никеля («суперсплавов»), а также углепластиков и композиционных материалов.

Работоспособность режущего инструмента во многом определяется свойствами его режущего клина. Следовательно, повышение износостойкости рабочих поверхностей клина режущего инструмента, изготовленных из современных инструментальных материалов, является эффективным способом повышения их работоспособности. На сегодняшний

день ни отечественные, ни зарубежные производители режущего инструмента не смогли разработать и внедрить в массовое производство универсальный материал, обеспечивающий прогнозируемый срок службы инструмента, точность размеров и заданную шероховатость при различных условиях его эксплуатации.

Влияние физико-механических свойств материала режущей части инструмента, таких как прочность на растяжение и сжатие, твердость, теплопроводность и т.д., является основополагающим и должно быть учтено при изучении процесса резания и способов повышения характеристик инструмента. Оценка методами компьютерного моделирования возникающих нагрузок на контактных площадках режущего инструмента позволяет понять, какие процессы будут протекать в материале на микро- и наноуровнях, подбирать оптимальные режимы резания, разрабатывать и применять различные методы поверхностной упрочняющей обработки (химико-термической, деформационной, нанесением износостойких покрытий, модификацией свойств поверхностного слоя инструмента и другими способами).

Определение сил резания. Существует несколько подходов к вычислению сил резания.

Исследователями предложен термомеханический подход [1]. В основе данного метода лежит совместное рассмотрение теплофизических и термомеханических явлений при резании, что, безусловно,

Значения коэффициентов, используемых для обработки

	C_p	x	y	n	K_{lp}	K_{gp}	K_{lp}	K_{mp}	K_{rp}
P_z	204	1	0,75	0,15	0,89	1,1	1	0,79	1
P_y	125	0,9	0,75	-0,3	0,5	1,4	1	0,79	1
P_z	67	1,2	0,65	-0,4	1,17	1,4	1	0,79	1

наиболее корректно с физической точки зрения. На основании сведений о мощности затрачиваемой на процесс резания, геометрии инструмента и обрабатываемой детали, процессе стружкообразования вычисляется температурное поле. Полученные данные о распределении температур используются для вычисления предела текучести материала, что, в свою очередь, определяет действующие силы и мощность затрачиваемую на обработку. Образующаяся в данном случае система самозамкнутых уравнений для предельно простых случаев допускает аналитическое решение. Для случаев со сложной геометрией и нелинейными зависимостями от температур в решение могут быть введены эмпирические константы.

Представителями шведской научной школы используется методика, изложенная в работе [2]. В основе метода разложение силы, действующей на инструмент при резании на три ортогональные составляющие — тангенциальную F_c , радиальную F_p и осевую F_f . Все силы предполагаются линейно зависящими от толщины снимаемой стружки (срезаемого слоя) h

$$\begin{aligned} F_c &= C_2 + C_1 \times h, \\ F_p &= E_2 + E_1 \times h, \\ F_f &= D_2 + D_1 \times h. \end{aligned} \quad (1)$$

Коэффициенты второго уровня рассматриваются как линейные функции износа инструмента по задней поверхности VB

$$\begin{aligned} C_2 &= C_{22} + C_{21} \times VB, \\ D_2 &= D_{22} + D_{21} \times VB, \\ E_2 &= E_{22} + E_{21} \times VB. \end{aligned} \quad (2)$$

В дальнейшем вводятся коэффициенты следующего уровня как функции какого-либо параметра обработки. Достоинством схемы является ее крайняя простота и, как следствие, легкость вычислений. Существенным недостатком является заложенная линейность по параметрам, что далеко не всегда соответствует действительности. Выбор параметров, используемых для описания, основан скорее на удобстве для вычислений, чем на анализе физических процессов при резании.

Классической в отечественном машиностроении считается последовательность, применяемая в [3]. В данном случае сила резания также раскладывается на три ортогональные составляющие, вычисляемые на основе соотношений:

$$P_{z,y,x} = 10 \times C \times t^x \times s^y \times v^n \times K_p \quad (3)$$

и

$$K_p = K_{mp} \times K_{lp} \times K_{gp} \times K_{lp} \times K_{rp}. \quad (4)$$

Коэффициенты C_p , K_{lp} зависят от материалов режущего инструмента и обрабатываемой детали, геометрии инструмента, режима обработки. Значения коэффициентов, используемых для обработки изделий из аустенитной нержавеющей стали 12X18H10T и режущей пластины TPUN 160308, приведены в табл. 1.

Расчеты сил резания проводились в Matlab 2020, график зависимости сил резания от скорости резания приведен на рис. 1.

Как видно из графика, в используемом диапазоне скорости силы резания меняются незначительно и доминирующей является тангенциальная сила F_z , которая значительно превышает осевую силу F_x и радиальную силу F_y .

Определение напряжений и смещений в режущей пластине. Для определения напряжений и смещений, возникающих в режущей пластине TPUN 160308, создавалась ее трехмерная модель в САПР Solidworks. В соответствии с общепринятой практикой толщина области нагружения для P_z принималась равной подаче на один оборот, ширина принималась равной глубине точения. Контактные

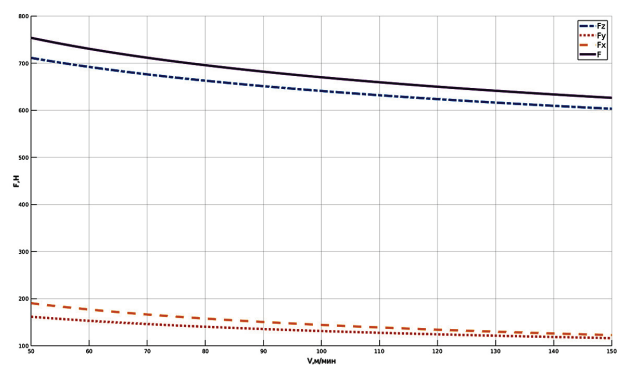


Рис. 1. Зависимость сил резания от скорости

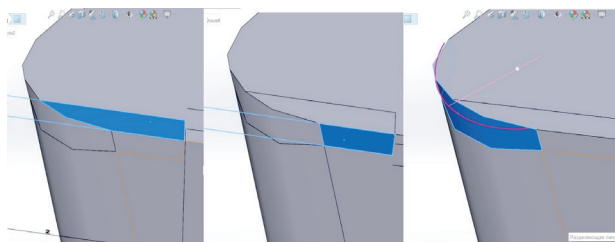


Рис. 2. Контактные площадки приложения сил

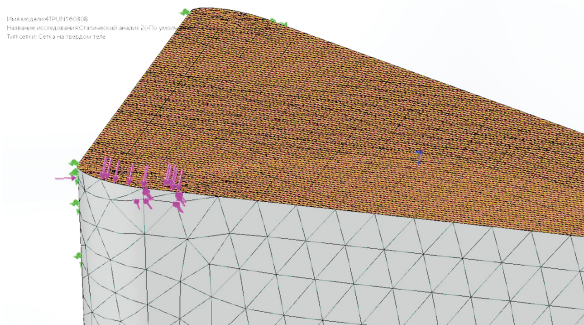


Рис. 3. Трехмерная модель режущей пластины с покрытием

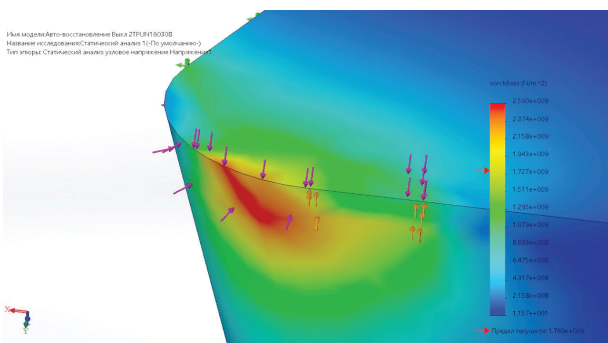


Рис. 4. Эпюра распределения напряжений

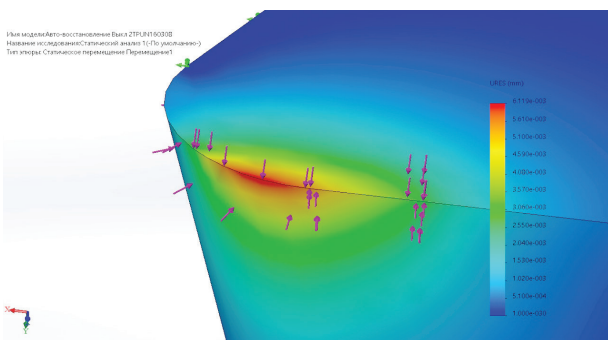


Рис. 5. Эпюра распределения смещений

площади для P_y и P_x вычислялись из геометрии режущей пластины и приведены на рис. 2.

Моделирование покрытия TiN осуществлялось путем создания дополнительного слоя толщиной 5 мкм на верхней грани режущей пластины. Используемое значение соответствует промышленно применяемому PVD покрытию, толщина которых обычно варьируется в диапазоне 2–5 мкм. В связи с малой толщиной покрытия расчетная сетка в данной части модели специально уменьшалась (рис. 3), контактные площади приложения сил выбирались такими же, как для ненапыленного образца.

Дальнейший расчет напряжений и смещений проводился методом конечных элементов. Значения физических констант материалов брались из [3, 4]. Эпюра распределения напряжений исходного образца приведена на рис. 4. Расчет сделан для значения подачи $s = 0,3$ мм/об и скорости резания 110 м/мин, рекомендуемых производителем.

Эпюра распределения смещений для аналогичных условий обработки приведена на рис. 5.

Расчетные смещения составляют по величине единицы микрометров, что соответствует величине зерна карбидной фазы. Области локализации на-

Величины напряжений

V	100	110	120	130	140	150
σ , МПа (исходный образец)	2644	2616	2590	2567	2544	2525
σ , МПа (напыленный образец)	3039	3001	2967	2936	2908	2881

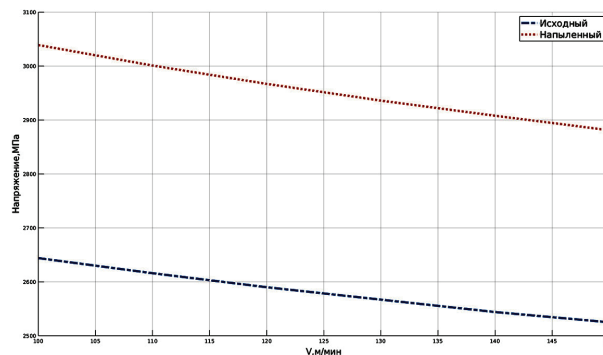


Рис. 6. Влияние напыления на распределение напряжений

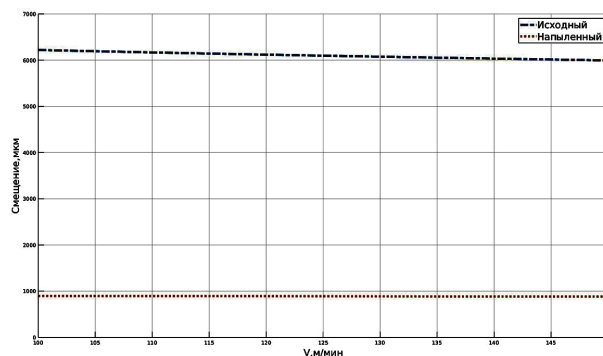


Рис. 7. Влияние напыления на распределение смещений

пряжений и смещений коррелируют между собой и совпадают с областями, в которых для реальных режущих пластин наблюдается максимальный износ режущей кромки [5].

Сравнительный анализ влияния покрытия на распределение напряжений выполнялся для подачи $s=0,3$ мм/об и диапазоне скоростей 100–150 м/мин, соответствующих диапазону скоростей, используемых в промышленности для данных режущих пластин и обрабатываемого материала. Величины максимальных действующих напряжений для исходного и напыленного образцов приведены в табл. 2, график зависимости напряжений от скорости приведен на рис. 6.

В указанном выше диапазоне скоростей проводилось вычисление смещений, результаты приведены на рис. 7.

Анализ полученных результатов. Для корректной интерпретации полученных результатов следует учитывать тот факт, что при моделировании в САПР Solidworks материал режущей пластины рассматривается как однородная среда, что не соответствует действительности. Из расчетов видно, что значение возникающих напряжений превышает

предел текучести для данного материала составляющего по справочным данным 1,7 ГПа [4], что неизбежно должно приводить к возникновению компенсирующих смещений. Приведенное выше значение предела текучести является некоторой условной величиной — как указывают авторы многих исследований [6–8], предел текучести твердого сплава зависит от размера зерна карбидной фазы (приведенное значение соответствует зерну размером 3 мкм) и структуры и технологии изготовления материала [9]. Кроме того, поскольку структура материала не гомогенна, то при превышении предела текучести, смещения развиваются преимущественно в кобальтовой связке, обладающей меньшей твердостью по сравнению с твердостью карбидной фазы.

Влияние покрытия на механические напряжения в рамках предлагаемой модели можно считать ничтожным. Отличие на уровне 10–15 %, видимо, связано не с изменением распределения напряжений, а с изменением положения узлов при генерации сетки элементов. При уменьшении размеров элемента напряжения в обоих образцах, скорее всего, сравниваются. Для выявления отличий необходимо вносить изменения в модель взаимодействия и учитывать неоднородность обрабатываемого материала по плотности.

Для распределения смещения получен обратный результат — на него покрытие оказывает чрезвычайно сильное влияние. Как мы предполагаем, это может быть объяснено значительно более высоким модулем упругости TiN по сравнению с твердым сплавом WC 92 % + Co 8 %. Действие покрытия на верхние слои, принимающие основную нагрузку, в этом случае близко к действию армирования, применяемого при изготовлении ряда композитных материалов [10]. Большое значение модуля упругости покрытия не дает развиваться в нем значительным смещениям, а наличие жесткой связи автоматически ограничивает смещения и в сопрягаемых слоях твердого сплава. Применение покрытия, как показывают расчеты, позволяет уменьшить смещения более чем в пять раз и перевести их из микроуровня на наноуровень, а также должно существенно повлиять на динамику износа [11, 12].

Заключение. Несмотря на то, что результаты получены для течения треугольными режущими пластинами TPUN 160308, они легко могут быть обобщены как на пластины с другой геометрией, так и на другие методы обработки (фрезерование, сверление, зенкерование и др.). Наносимое покрытие во всех указанных случаях будет оказывать одинаковое действие, выполняя армирующе-связующую роль. Понимание принципов действия покрытия позволяет выделить как минимум два способа упрочнения: во-первых, разработка покрытий с более высоким модулем упругости наносимых на одну либо на все грани инструмента. Вторым способом упрочнения может быть создание армирующих структур в объеме материала. Последний способ требует разработки новых технологий армирования, но потенциально позволяет создавать композитные материалы способные вести обработку на значительно более высоких скоростях и при более высоких нагрузках.

Библиографический список

1. Kushner V., Storchak M. Determination of Material Resistance Characteristics in Cutting // *Procedia CIRP*. 2017. Vol. 58. P. 293–298. DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.333.
2. Stehl J.-E., Andersson M., Bushlya V. [et al.]. *Metal Cutting: Theories and Models*. Sweden: Lund University Press, 2012. 580 p. ISBN 9789163713361.
3. Справочник технолога-машиностроителя. В 2 т. / Под ред. А. М. Дальского, А. Г. Косиловой, Р. К. Мещерякова, А. Г. Сулова. 5-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 2003. Т. 2. 944 с.
4. Лошак М. Г. Прочность и долговечность твердых сплавов. Киев: Наукова думка, 1984. 325 с.
5. Prokes T., Muralova K., Kovar J. [et al.]. *Cutting Insert Wear Analysis Using Industry 4.0 // Mechatronics*. 2017. Vol. 644. P. 133–140. DOI: 10.1007/978-3-319-65960-2_18.
6. Salem J., Adams M. The Multiaxial Strength of Tungsten Carbide // *23rd Annual Conference on Composites, Advanced Ceramics, Materials, and Structures: B: Ceramic Engineering and Science Proceedings*. 1999. Vol. 20. DOI: 10.1002/9780470294574.ch54.
7. Borovinskaya I. P., Vershinnikov V. I., Ignatieva T. I. Tungsten Carbide. *Concise Encyclopedia of Self-Propagating High-Temperature Synthesis // History, Theory, Technology, and Products*. 2017. P. 406–407. DOI: 10.1016/B978-0-12-804173-4.00162-9.
8. Moskowit D., Ford M. J., Humenik M. High-Strength Tungsten Carbides // *Modern Developments in Powder Metallurgy*. 1971. P. 225–234. DOI: 10.1007/978-1-4615-8963-1_17.
9. Wu Y.-Ch., Yang Y., Tan X.-Yu. [et al.]. Preparation Technology of Ultra-Fine Tungsten Carbide Powders: An Overview // *Frontiers in Materials*. 2020. DOI: 10.3389/fmats.2020.00094.
10. Puchkin V. N., Ryzhkin A. A., Kornienko V. G. [et al.]. Strengthening Silicon-Nitride Cutting Ceramic with Intermetallic Inclusions // *Russian Engineering Research*. 2020. Vol. 40. P. 446–451. DOI: 10.3103/S1068798X20050172.
11. Lasitsa A. M., Churankin V. G. Dynamics of wear surface layers modified by complex treatment // *Dynamics of Systems, Mechanisms and Machines*. 2015. DOI: 10.1109/Dynamics.2014.7005674.
12. Ласица А. М., Чуранкин В. Г. Динамика износа модифицированных слоев // *Динамика систем, механизмов и машин*. 2014. № 1. С. 125–128.

ЛАСИЦА Александр Михайлович, кандидат технических наук, доцент (Россия), доцент кафедры «Физика».

SPIN-код: 6923-0706

ORCID: 0000-0002-7187-6400

ResearcherID: F-4110-2014

Адрес для переписки: lasitsa@mail.ru

ЧУРАНКИН Вячеслав Геннадьевич, кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология машиностроения».

SPIN-код: 4311-6116

ORCID: 0000-0002-6031-1340

ResearcherID: AAQ-6244-2020

ЧУРАНКИНА Татьяна Александровна, магистрант гр. НИМ-181 факультета элитного образования и магистратуры.

ДЗИВУЛЬСКИЙ Роман Олегович, студент гр. КТО-183 машиностроительного института.

Для цитирования

Ласица А. М., Чуранкин В. Г., Чуранкина Т. А., Дзивульский Р. О. Влияние покрытия TiN на распределение нагрузок в твердосплавных режущих пластинах при обработке аустенитных нержавеющей сталей // *Омский научный вестник*. 2020. № 4 (172). С. 9–12. DOI: 10.25206/1813-8225-2020-172-9-12.

Статья поступила в редакцию 16.06.2020 г.

© А. М. Ласица, В. Г. Чуранкин, Т. А. Чуранкина, Р. О. Дзивульский