

УДК 539.3: 666.9-16; 621.9

В.В. Скрипняк, Д.В. Лобанов, В.А. Скрипняк, А.С. Янюшкин**МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ В ПЛАСТИНЕ ИЗ КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА (WC – Co) ПРИ АЛМАЗНОМ ЗАТАЧИВАНИИ¹**

Предложена методика моделирования формирующегося при шлифовании алмазным кругом напряженно-деформированного состояния в пластине из композиционного материала (WC – Co). Показано, что с повышением производительности шлифования в объеме пластины из твердого сплава ВК6 на глубине более одного миллиметра под обрабатываемой поверхностью могут образовываться повреждения. Результаты численных исследований коррелируют с экспериментальными данными, полученными ранее для комбинированной электроалмазной обработки.

Ключевые слова: численное моделирование, повреждаемость, квазихрупкие материалы, керамические композиты, твердые сплавы, шлифование, электроалмазная обработка.

При затачивании режущего инструмента большое значение имеет качество формирующейся режущей кромки, а также обеспечение минимальной поврежденности материала инструмента в ее близи [1–4]. Существенным фактором, влияющим на износостойкость инструмента, является уровень остаточных напряжений в приповерхностных слоях режущей кромки [5–7]. Качественно сформированные геометрические параметры и шероховатость поверхности на лезвии инструмента оказывают значительное влияние на процесс резания, износ режущего инструмента во время работы и качество обработанных поверхностей изделий.

Проблема затачивания инструмента из современных композиционных материалов приобрела особую актуальность в связи с расширяющимся применением для изготовления инструмента материалов высокой твердости с квазихрупким и хрупким характером разрушения.

В данной работе методом численного моделирования исследуется процесс формирования повреждений вблизи поверхности шлифования режущей кромки и его влияние на напряженно-деформированное состояние в пластине режущего инструмента при его затачивании.

Модель режущего элемента

Современные режущие элементы фрезерного инструмента для обработки композиционных неметаллических материалов имеют сложную трехмерную геометрическую конфигурацию.

В проведенных ранее исследованиях [2–4] было показано, что разрушение материала режущих элементов при затачивании, как правило, происходит вдоль ре-

¹ Исследование выполнено при поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации: соглашения 14.В37.21.0441 и 14.132.21.1700, грант РФФИ № 12-01-00805, государственное задание на выполнение НИР в ТГУ и проект АВЦП № 2.1.2/10295, выполняемый в БрГУ.

жущей кромки на расстояниях, не превышающих 0,25–0,3 мм. Для моделирования процесса затачивания режущего элемента из твердого композиционного материала на основе WC – Co рассмотрим схему обработки и действующие при этом динамические составляющие процесса (рис. 1).

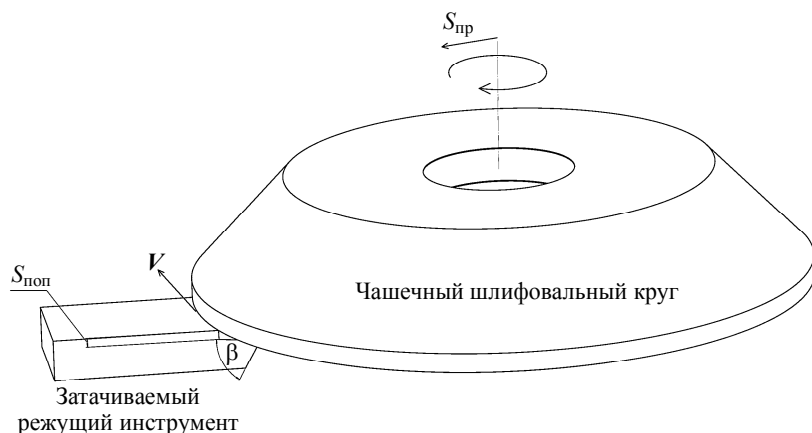


Рис. 1. Схема затачивания режущего элемента

Затачиваемый режущий элемент, имеющий форму клина с углом заострения β , закреплен неподвижно в специальном крепежном приспособлении. Шлифовальный круг (в данном случае чашечный конический) вращается вокруг своей оси и обеспечивает постоянную линейную скорость V (м/с) в зоне шлифования. Кроме того, шлифовальный круг поступательно движется в сторону затачиваемого режущего элемента с постоянной скоростью, равной величине продольной подачи $S_{пр}$ (м/мин). В процессе затачивания с поверхности режущего элемента снимается слой материала, равный величине поперечной подачи $S_{поп}$ (мм / дв. ход).

В результате воздействия абразивного инструмента на обрабатываемую заготовку в зоне резания возникают усилия, которые могут быть измерены в натурных экспериментах с высокой точностью [2]. Данные об усилиях при алмазном шлифовании композиционных материалов WC – Co могут быть использованы для определения напряженно-деформированного состояния в рассматриваемых элементах режущего инструмента. Линейные скорости смещения поверхностного слоя материала непосредственно в месте контакта затачиваемого режущего элемента с шлифовальным кругом зависят от радиальных размеров круга. Производительность шлифования существенно зависит от рабочего диаметра круга и скорости сдвига в месте обработки.

Материал режущего элемента будем считать однородным, сплошным и изотропным. Его разрушение носит квазихрупкий характер и связано с накоплением повреждений структуры материала при относительно небольших неупругих деформациях. Технологические силы, действующие на режущий элемент со стороны абразивного инструмента, распределены равномерно по передней поверхности вдоль режущей кромки затачиваемого инструмента. Режущая кромка является абсолютно острой (радиус закругления равен нулю), и внешние силы распределены равномерно по ширине реза, а тыльная поверхность не нагружена.

Выберем в качестве объекта исследования клинообразную пластину из композиционного материала на основе WC – Co определенной ширины и длины с углом при вершине, варьирующимся в пределах $\beta = 50\text{--}60^\circ$.

Форма и условные размеры модели обрабатываемой пластины представлены на рис. 2.

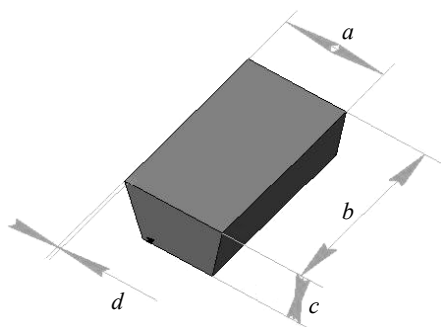


Рис. 2. Условные размеры обрабатываемой пластины

Длина пластины b может варьироваться в пределах от 3 до 21 мм в зависимости от назначения режущего элемента. Ширина пластины a зависит от конструктивных особенностей режущей части инструмента и определяет ресурс и эксплуатационные характеристики инструмента. Наибольший интерес при формировании режущего элемента инструмента представляет небольшой участок поверхности вдоль режущей кромки, где, как правило, происходит интенсивный контакт стружки с передней поверхностью инструмента в процессе резания материалов. К этому участку поверхности предъявляются повышенные требования по качеству обработки при подготовке инструмента. Ширина этого участка d от режущей кромки в глубину по поверхности достигает 1 мм. Толщина пластины c изменяется в пределах от 3 до 12 мм и влияет на ресурс инструмента и предельные нагрузки.

Модель процесса деформации и повреждения элемента реза при шлифовании

Для исследования формирования напряженно-деформированного состояния в зоне затачивания пластины из сплава высокой твердости была использована вычислительная модель, разработанная в рамках методов механики повреждаемых сред. В 3D-постановке моделировались процессы деформации и повреждения объемной области, показанной на рис. 2, со следующими размерами: $c = 3$ мм, $a = 21$ мм, $b = 12$ мм, $\beta = 50^\circ$.

Физико-математическая модель механического поведения повреждаемой среды включала уравнения сохранения массы, импульса и энергии, записанные в рамках лагранжевого подхода континуальной механики. Для описания кинетического процесса развития повреждений в композиционном материале WC – Co использована модифицированная модель Джонсона – Холмквиста [8, 9].

Определяющее уравнение в повреждаемой среде имеет вид

$$\sigma_{ij} = (1 - D)(-p\delta_{ij} + S_{ij}), \quad (1)$$

где σ_{ij} – компоненты тензора эффективного напряжения; D – параметр поврежденности среды; δ_{ij} – символ Кронекера; p , S_{ij} – давление и девиатор тензора напряжения в конденсированной фазе поврежденной среды.

Параметр поврежденности среды D вычислялся путем суммирования приращений на дискретных интервалах времени, соответствующих шагу интегрирования:

$$D = \sum_{k=1} [\Delta \varepsilon_{eq}^p]_k / \varepsilon_f, \quad (2)$$

где $\Delta D_k = [\Delta \varepsilon_{eq}^p]_k / \varepsilon_f$ – приращение параметра поврежденности за шаг по времени Δt_k ; ε_{eq}^p – интенсивность неупругой деформации; ε_f – предельная деформация в момент макроскопического разрушения.

Уравнения состояния для конденсированной фазы сплава ВК6 (WC – wt 5,7 % Со) использовано в полиномиальной форме Ми – Грюнайзена [9]:

$$P = A_1 \xi + A_2 \xi^2 + A_3 \xi^3 + (B_0 + B_1 \xi) \rho_0 E_T \quad \text{при } \xi = [(\rho / \rho_0) - 1] > 0 \text{ (сжатие)}, \quad (3)$$

$$P = T_1 \xi + T_2 \xi^2 + B_0 \rho_0 E_T, \quad \text{при } \xi < 0 \text{ (растяжение)},$$

где P – давление; $A_1, A_2, A_3, B_0, B_1, T_1, T_2$ – постоянные материала; ρ, ρ_0 – текущая и начальная массовые плотности соответственно; E_T – тепловая составляющая удельной внутренней энергии.

Для сплава ВК6 принималось допущение о совпадении модулей объемного сжатия $T_1 = A_1$ при сжатии и растяжении.

Параметры B_0 и B_1 определяют изменение параметра Грюнайзена Γ от степени сжатия: $\Gamma = B_0 / (1 + \xi)$, $B_1 = 0$.

Девиатор напряжений определяется из решения уравнения

$$\frac{dS_{ij}}{dt} = 2\mu(\dot{\varepsilon}_{ij} - \frac{1}{3}\delta_{ij}\dot{\varepsilon}_{kk}), \quad (4)$$

где μ – модуль сдвига; $\dot{\varepsilon}_{ij}$ – компоненты тензора скорости деформации; dS_{ij}/dt – производная Яуманна для компонент тензора девиатора напряжения в конденсированной фазе материальной частицы.

В качестве критерия пластичности использовано условие Мизеса

$$\sigma_{eq} \leq \sigma_S, \quad (5)$$

$$\text{где } \sigma_{eq} = [(3/2)S_{ij}S_{ij}]^{1/2}.$$

Соппротивление сдвигу композиционного материала WC – wt 5,7 % Со в диапазоне скоростей деформации от 10^{-3} до 10^3 с^{-1} описывалось соотношением

$$\sigma_S = [A + B\varepsilon_p^n][1 - \frac{T - T_r}{T_m - T_r}]^m, \quad (6)$$

где A, B, n, m – постоянные материала; T_r, T_m – комнатная температура и температура плавления по шкале Кельвина соответственно;

$$\varepsilon_p = \int_0^t (\frac{2}{3}\dot{\varepsilon}_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij})^{1/2} dt. \quad (7)$$

Для определения численных значений коэффициентов модели были использованы экспериментальные данные о механических характеристиках композиционного материала WC – Co с различной концентрацией кобальтовой связки [10–13]. Анализ экспериментальных данных о деформации композитов WC – Co свидетельствует о том, что в широком диапазоне скоростей деформации зависимость прочности от давления практически отсутствует. При этом степень деформации до разрушения при сжатии у композита ВК6 составляет $\varepsilon_f \sim 4\text{--}5\%$. Критерий локального разрушения материальной частицы модельной среды имеет вид $D = 1$.

Для описания механического поведения твердого композиционного материала ВК6 были использованы следующие значения параметров модели:

$$\begin{aligned} A_1 &= 3,62 \cdot 10^8 \text{ кПа}, A_2 = 6,94 \cdot 10^8 \text{ кПа}, A_3 = 0, B_0 = 1, B_1 = 0, \\ T_1 &= 3,62 \cdot 10^8 \text{ кПа}, T_2 = 0, T_r = 300 \text{ К}, T_m = 1768 \text{ К}, \mu = 2,8 \cdot 10^8 \text{ кПа}, \\ A &= 3 \cdot 10^6 \text{ кПа}, B = 89 \cdot 10^6 \text{ кПа}, n = 0,65, m = 1, \varepsilon_f = 0,04. \end{aligned}$$

Начальные условия в объемной области были заданы в предположении об отсутствии в начальный момент внутренних напряжений и равномерном распределении температуры.

Граничные условия показаны на рис. 3. Условия закрепления пластины показаны на рис. 3, а. Жесткое закрепление задано на нижней и торцевой поверхностях. На части верхней поверхности, вне зоны шлифования, заданы условия свободной поверхности. На боковых поверхностях заданы граничные условия, соот-

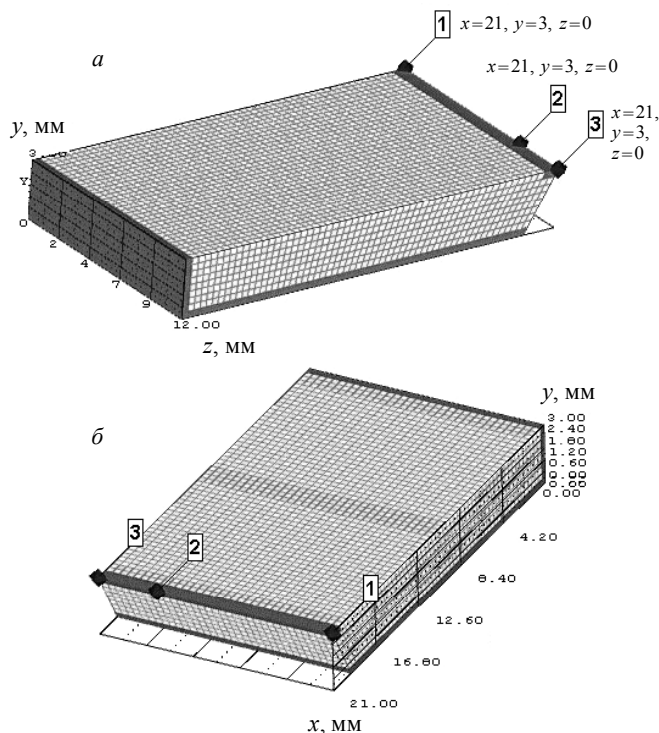


Рис. 3. Расчетная модель обрабатываемой пластины

ветствующие свободной от нагрузки поверхности. В зоне обрабатываемой кромки верхней поверхности заданы смешанные граничные условия. На участке с шириной d равной 1 мм, вдоль режущей кромки инструмента (см. рис. 2) задана скорость смещения слоя, что имитирует сдвиг поверхностного слоя в результате воздействия алмазного круга на поверхность пластины. Распределенные на участке поверхности усилия, действующие по нормали, соответствовали прижимающей силе алмазного круга.

Для решения использовался решатель программного комплекса AUTODYNTM / ANSYS Workbench -13, реализующий конечно-разностную схему Рунге-Кутты.

Выбор шага пространственной дискретизации расчетной области обеспечивал сходимость численного решения задачи. Шаг интегрирования по времени определялся из условия Куранта [9].

Результаты моделирования и их обсуждение

Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния и изменения параметра поврежденности в зоне шлифования показаны на рис. 4 – 6. На рис. 4, а и б показаны изменения расчетных значений давления в точках 1, 2, 3 (см. рис. 3) от времени и формирующееся квазистационарное поле давлений в обрабатываемой пластине при скорости сдвига $V = 33$ м/с, температуре 703 К и прижимающих усилиях 10, 100 Н. При прижимающих усилиях 300 Н (рис. 4, в)) поле давления нестационарно, что свидетельствует о развитии повреждений на глубине свыше 1 мм с последующим разрушением пластины. Точки 1 и 3 находятся на концах обрабатываемой поверхности пластины. Точка 2 находится на расстоянии $z = b/4$ от конца пластины.

С увеличением прижимающего усилия возрастает время формирования квазистационарного поля давления. В результате действия на обрабатываемую кромку клинообразной пластины прижимающих усилий в объеме пластины возникают локальные зоны действия растягивающих напряжений. Результаты моделирования свидетельствуют о том, что при величине прижимающих усилий до 300 Н, возникающие напряжения в рассмотренных пластинах существенно меньше предела прочности композита ВК6 на растяжение (~50 МПа при 1423 К [12]).

На рис. 5, а, б показаны изменения во времени расчетных значений интенсивности сдвиговых напряжений в точках 1, 2, 3, а также формирующееся квазистационарное поле этого параметра при скорости сдвига $V = 45$ м/с, температуре 1273 К и прижимающих усилиях 10 и 100 Н. При прижимающих усилиях 300 Н (рис. 5, в)) поле интенсивности сдвиговых напряжений нестационарно, что свидетельствует о развитии повреждений на глубине свыше 1 мм с последующим разрушением пластины.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что в зоне режущей кромки пластины у поверхности шлифования сдвиговые напряжения достаточны для развития неупругих деформаций. Развитие неупругих деформаций приводит к релаксации сдвиговых напряжений и обуславливает осциллирующий характер их изменения (см. рис. 5). С удалением от поверхности режущей кромки на величину, превышающую вдвое толщину удаляемого материала, напряжения постепенно уменьшаются и не представляют опасности с точки зрения развития неупругих деформаций и повреждений материала.

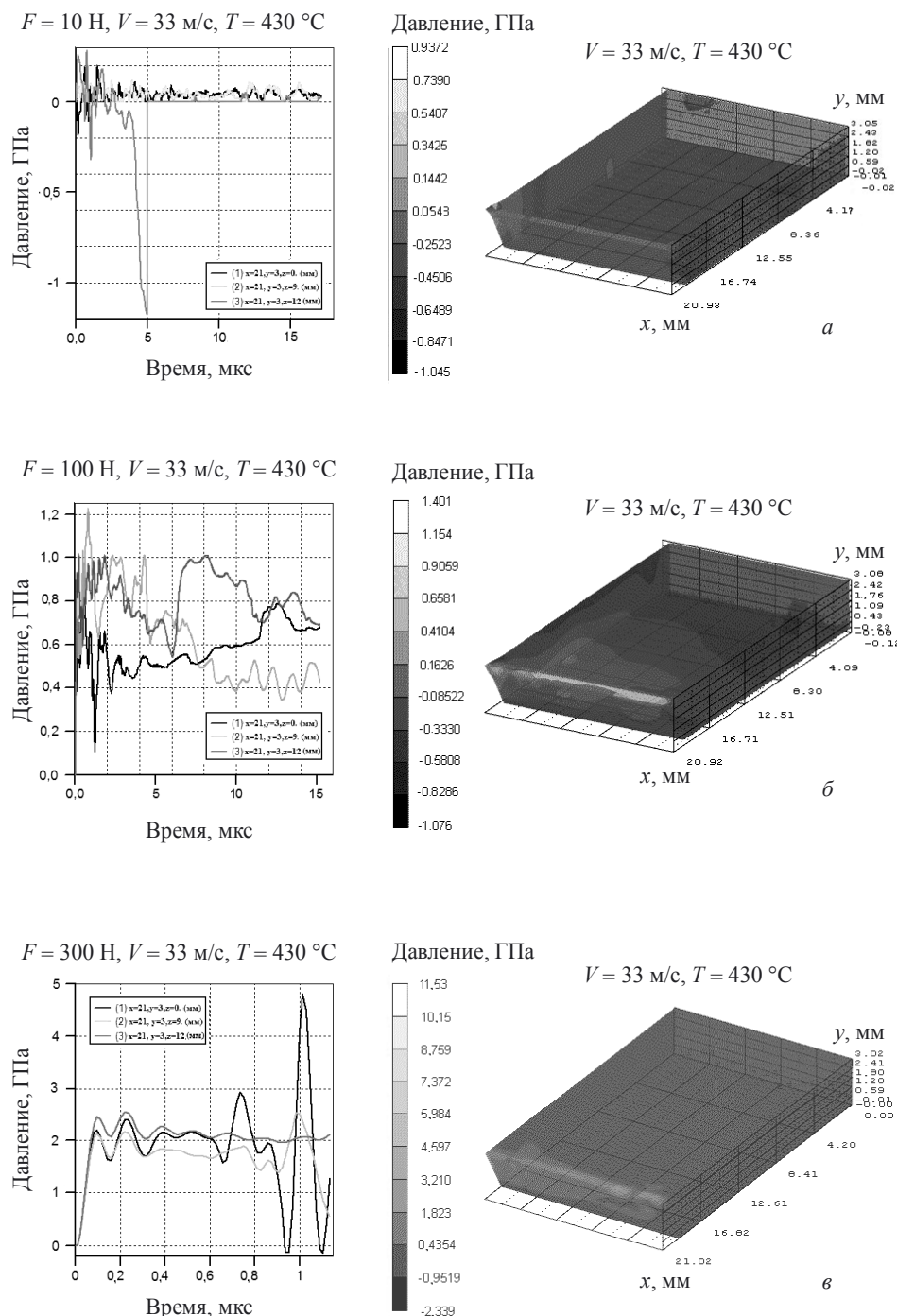


Рис. 4. Расчетные значения давления

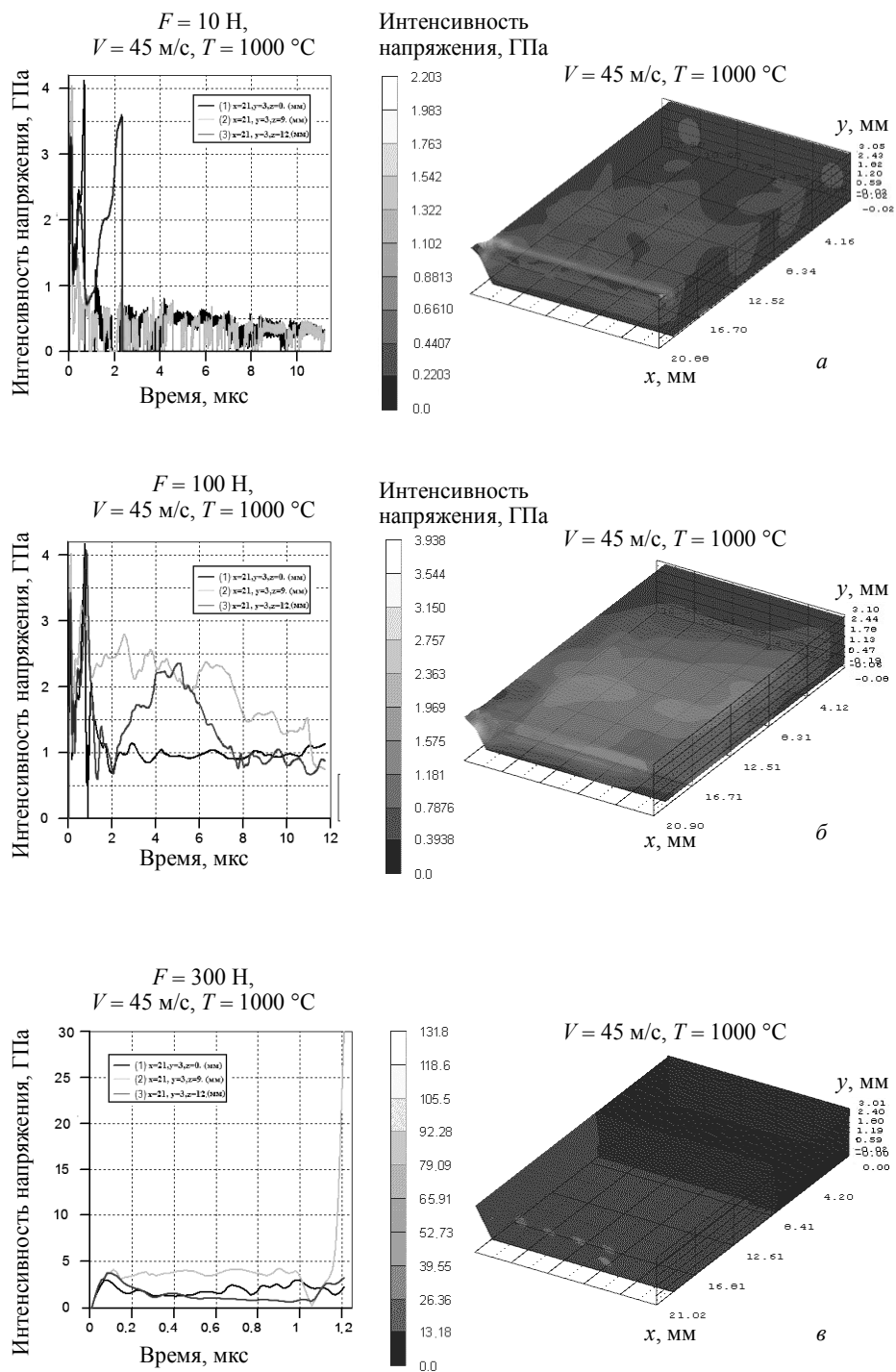


Рис. 5. Расчетные значения интенсивности сдвиговых напряжений

На рис. 6, а и б показано квазистационарное поле параметра поврежденности, формирующееся при скорости сдвига $V = 45$ м/с, $T = 1273$ К и прижимающих усилиях 10 и 100 Н. При прижимающих усилиях 300 Н в пластине происходит интенсивное развитие повреждений на глубине свыше 1 мм (рис. 6, в)).

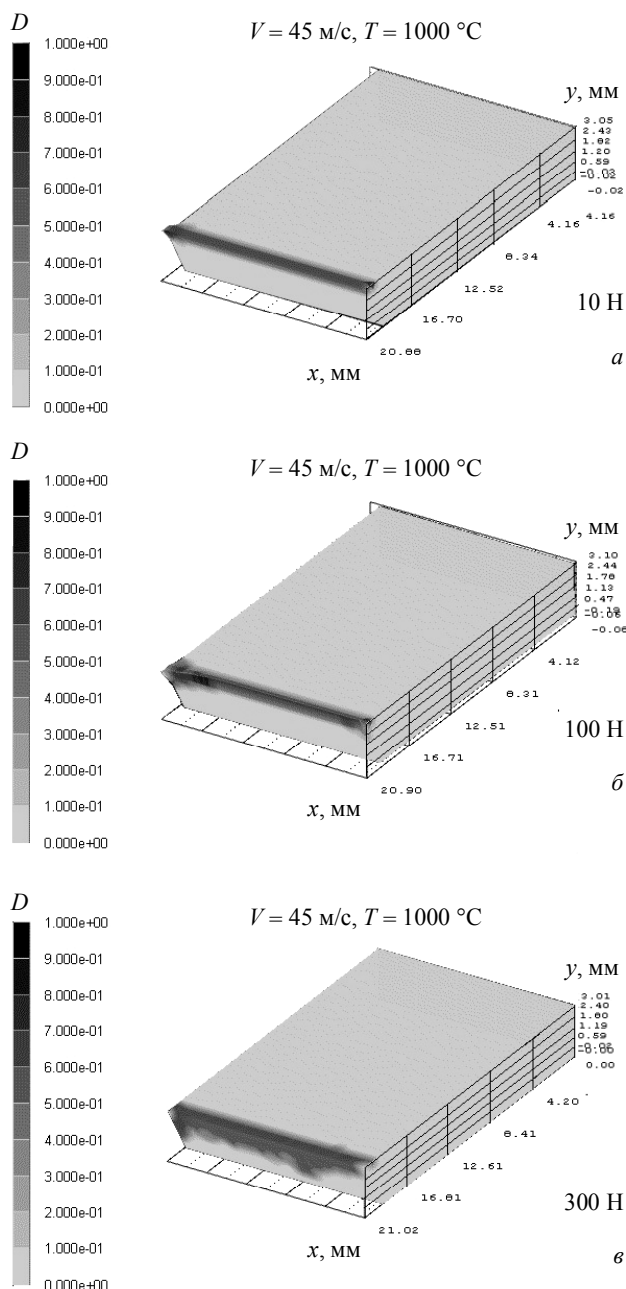


Рис. 6. Расчетные значения параметра поврежденности

При величине прижимающих усилий до 100 Н повреждения материала режущей кромки под поверхностью шлифования не наблюдается. С увеличением усилия более 100 Н и скоростях, превышающих 33 м/с, наблюдается разрушение режущей кромки с вырывами отдельных блоков твердого сплава на протяжении всей длины лезвия. Непосредственно под поверхностью контактной зоны, в объеме затачиваемой пластины формируется область поврежденного материала. Опасными, с точки зрения интенсивного развития микроповреждений в приповерхностных слоях и зонах, находящихся вблизи области обработки, являются режимы шлифования со следующими комбинациями скорости шлифования – прижимающего усилия: 15 м/с – 300 Н, 33 м/с – 100 Н, 33 м/с – 300 Н, 45 м/с – 300 Н. Стоит также отметить, что режимы, при которых в процессе обработки на затачиваемой кромке наблюдались зоны отрицательного давления, являются неблагоприятными с точки зрения качества обработанной поверхности (15 м/с – 10 Н, 33 м/с – 10 Н).

Результаты моделирования процесса шлифования пластины из сплава ВК6 при линейной скорости ~ 45 м/с и прижимающем усилии 300 Н свидетельствуют о возможности образования повреждений в объеме пластины на глубине свыше 1 мм под обрабатываемой поверхностью.

С увеличением времени процесса низкоскоростного шлифования может возрастать температура в зоне обработки. При температурах, превышающих ~ 900 К, увеличивается пластичность кобальтовой связки и самого композита WC – Co [10–12].

Анализ полученных данных о распределении параметра поврежденности в обрабатываемой пластине свидетельствует о том, что при температуре 1273 К критические условия для возникновения микроповреждений в приповерхностных слоях возникают при более низких силах резания, чем при температуре 703 К.

Результаты моделирования процессов деформации и повреждения композита WC – Co при шлифовании согласуются с результатами экспериментальных исследований сил резания при различных методах алмазного шлифования твердого сплава [2]. Было установлено, что традиционное алмазное затачивание композита WC – Co без применения электрических процессов осуществляется при усилиях до 200 Н. Алмазное затачивание с непрерывной электрохимической правкой поверхности алмазного круга может быть реализовано при усилиях до 80 Н, а электрохимическое алмазное затачивание – при усилиях ~ 55 Н.

Комбинированный метод, сочетающий электрохимическое алмазное затачивание с одновременной непрерывной электрохимической правкой поверхности алмазного круга, обеспечивает шлифование при усилиях ~ 30 Н.

Результаты моделирования свидетельствуют о том, что уменьшение прижимающих усилий в диапазоне от 100 до 10 Н способствует уменьшению поврежденности композита WC – Co в зоне режущей кромки. Полученные результаты обосновывают возможность повышения качества заточки твердосплавных режущих элементов с применением комбинированных методов электроалмазного шлифования.

Заключение

Предложена физико-математическая модель процессов деформации, повреждения и разрушения квазихрупких инструментальных композиционных материалов высокой твердости при шлифовании алмазным кругом, позволяющая прово-

дить оценку повреждений и напряженно-деформированного состояния при заданных режимах шлифования.

С использованием модели проведено исследование процессов деформации пластин из композита марки ВК6 со специфической конфигурацией при алмазном шлифовании с линейной скоростью сдвига от 15 до 45 м/с, прижимающих усилиях 10, 100 и 300 Н и температурах от 703 до 1273 К.

Показано, что для затачивания алмазным абразивным кругом режущих элементов из композиционных инструментальных материалов группы ВК (WC – Co), имеющих специфические геометрию и габаритные размеры, присущие для инструмента, обрабатывающего композиционные неметаллические материалы, рекомендуется добиваться линейных скоростей на контактирующих поверхностях в пределах от 33 до 45 м/с.

Для достижения удовлетворительного качества подготовленных режущих поверхностей и лезвия инструмента из исследованных твердых сплавов необходимо использовать условия обработки, гарантирующие усилия шлифования, не превышающие 100 Н.

Модель может быть адаптирована и для других марок квазихрупких высокопрочных инструментальных материалов. Таким образом, появляется возможность оценить напряженно-деформированное состояние при различных сочетаниях абразивного инструмента и обрабатываемых композиционных материалов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Malkin S., Hwang T.W. Grinding Mechanisms for Ceramics. // CIR. Annals – Manufacturing Technology. 1996. V. 45. P. 569–580.
2. Янюшкин А.С., Шоркин В.С. Контактные процессы при электроалмазном шлифовании. М.: Машиностроение-1, 2004. 230 с.
3. Лобанов Д.В., Янюшкин А.С. Подготовка режущего инструмента для обработки композиционных материалов. Братск: Брат. ун-т, 2011. 192 с.
4. Лобанов Д.В., Янюшкин А.С. Технология инструментального обеспечения производства изделий из композиционных неметаллических материалов. Старый Оскол: ТНТ, 2012. 296 с.
5. Doman D., Warkentin A., Bauer R. Finite element modeling approaches in grinding // Int. J. Machine Tools and Manufacture. 2009. V. 49. P. 109–116.
6. Aurich J., Kirsch B. Kinematic simulation of high-performance grinding for analysis of chip parameters of single grains // CIRP J. Manufacturing Science and Technology. 2012. V. 5. P. 164–174.
7. Hamdi H., Zahouani H., Bergheau J. Residual stresses computation in grinding process // J. Materials Proc. Technology. 2004. V. 147. P. 277–285.
8. Johnson G.R., Holmquist T.J. An improved computational constitutive model for brittle materials // High Pressure Science and Technology – 1993. New York, 1994.
9. AUTODYN-TM Interactive non-linear dynamic analysis software theory manual. Horsam, UK: Century Dynamics Inc., 1998.
10. Okamoto S., Nakazono Y., Otsuka K., Shimoitani Y., Takad J. Mechanical properties of WC/Co cemented carbide with larger WC grain size // Materials Characterization. 2005. V. 55. P. 281–287.
11. Milman Yu.V., Luyckx S., Northrop I.T. Influence of temperature, grain size and cobalt content on the hardness of WC – Co alloys // Int. J. Refract Met Hard Mater. 1999. V. 17. P. 39–44.
12. Braiden P.M., Dawger R.W., Airey R. Time- dependent strength parameters for tungsten carbides containing 6 or 16 % cobalt at room and elevated temperatures // Mech. Phys. Solids. 1977. V. 25. P. 257–268.

Статья поступила 13.05.2013 г.

Skripnyak V.V., Lobanov D.V., Skripnyak V.A., Yanyushkin A.S. MODELING OF THE STRESS-STRAIN STATE IN A PLATE OF A COMPOSITE MATERIAL (WC – Co) AT DIAMOND GRINDING. The aim of this paper is to model the deformation occurring in a plate of a composite material (WC – Co) during the grinding process. It is shown that, with an increase in the grinding rate, damages can appear in the volume of a plate of the BK6 hard alloy at a depth of more than 1 mm under the processed surface. The results of the numerical simulation correlate with the experimental data obtained earlier for combined electrodiamond processing.

Keywords: ceramic composites, hard alloys, damage, mechanical properties, grinding, computational model, electrodiamond processing, cutting tool.

SKRIPNYAK Vladimir Vladimirovich (Tomsk State University)

E-mail: skrp2012@yandex.ru ;

LOBANOV Dmitriy Vladimirovich (Bratsk State University)

E-mail: mf_nauka@brstu.ru

SKRIPNYAK Vladimir Albertovich (Tomsk State University)

E-mail: skrp2006@yandex.ru

YANYUSHKIN Alexandr Sergeevich (Bratsk State University)

E-mail: yanyushkin@brstu.ru