

Научная статья

УДК 621.9.011; 004.942

doi: 10.17223/19988621/97/10

Численное моделирование распределения контактных напряжений в режущем клине при фрезеровании сплавов AISI 304 и Grade 5 твердосплавной конической концевой фрезой

Пётр Михайлович Пивкин¹, Артём Сергеевич Бабаев²,
Виктор Николаевич Козлов³, Артём Романович Семёнов⁴,
Екатерина Сергеевна Назаренко⁵, Алексей Борисович Надыкто⁶

1, 5, 6 Московский государственный технологический университет «СТАНКИН»,
Москва, Россия

2, 3, 4 Томский государственный университет, Томск, Россия

¹ pmpivkin@gmail.com

² a.s.babaev@mail.tsu.ru

³ kozlov-viktor@bk.ru

⁴ artems2102@yandex.ru

⁵ katarina.86@bk.ru

⁶ abnadykto@yandex.ru

Аннотация. Представлены результаты моделирования процесса фрезерования нержавеющей стали марки AISI 304 SS и титанового сплава марки Grade 5 с использованием метода конечных элементов. Показаны математическая постановка задачи, принятые допущения и упрощения для эффективного решения, а также приведены результаты математического моделирования с учетом изменений условий резания (режимы резания, острота кромки).

Ключевые слова: численное моделирование резания, метод конечных элементов, фрезерование, контактные напряжения, сталь, титановый сплав

Благодарности: Работа выполнена в рамках государственного задания № FSFS-2024-0014 «Цифровая кибер-физическая система проектирования и производства многономенклатурной гаммы режущего инструмента нового поколения с уникальными функциональными свойствами для нужд отечественной станкоинструментальной промышленности».

Для цитирования: Пивкин П.М., Бабаев А.С., Козлов В.Н., Семёнов А.Р., Назаренко Е.С., Надыкто А.Б. Численное моделирование распределения контактных напряжений в режущем клине при фрезеровании сплавов AISI 304 и Grade 5 твердосплавной конической концевой фрезой // Вестник Томского государственного университета. Математика и механика. 2025. № 97. С. 143–157. doi: 10.17223/19988621/97/10

Original article

Numerical modeling of the contact stress distribution in a cutting wedge during the milling of AISI 304 and Grade 5 alloys with a carbide conical end mill

Pyotr M. Pivkin¹, Artyom S. Babaev², Viktor N. Kozlov³,
Artyom R. Semyonov⁴, Ekaterina S. Nazarenko⁵, Aleksey B. Nadykto⁶

^{1, 5, 6} Moscow State University of Technology STANKIN, Moscow, Russian Federation

^{2, 3, 4} Tomsk State University, Tomsk, Russian Federation

¹ pmpivkin@gmail.com

² a.s.babaev@mail.tsu.ru

³ kozlov-viktor@bk.ru

⁴ artem2102@yandex.ru

⁵ katarina.86@bk.ru

⁶ abnadykto@yandex.ru

Abstract. This paper presents the results of the finite element modeling of the milling of AISI 304 SS stainless steel and Grade 5 titanium alloy. The mathematical formulation of the problem is outlined along with the assumptions and simplifications adopted to enable efficient computation. The results of the numerical simulations are reported, taking into account variations in the cutting conditions, including the cutting regimes and edge micro-geometry. A multilevel model is proposed in which functional relations between the tool design parameters, cutting edge sharpness, cutting modes, characteristics of the processed material, and the arising equivalent von Mises stresses in the cutting wedge of the milling tooth are specified. The study results make it possible to obtain a cutting part with improved geometrical parameters of a new generation tool, to increase its rigidity and strength, and to improve the tool performance.

Keywords: numerical modeling of cutting, finite element method, milling, contact stresses, steel, titanium alloy

Acknowledgments: This work was carried out within the framework of the State Assignment No. FSFS-2024-0014 “Digital cyber-physical system for design and production of a multidomain range of new generation cutting tools with unique functional properties for the needs of the domestic machine-tool industry”.

For citation: Pivkin, P.M., Babaev, A.S., Kozlov, V.N., Semyonov, A.R., Nazarenko, E.S., Nadykto A.B. (2025) Numerical modeling of the contact stress distribution in a cutting wedge during the milling of AISI 304 and Grade 5 alloys with a carbide conical end mill. *Vestnik Tomskogo gosudarstvennogo universiteta. Matematika i mehanika – Tomsk State University Journal of Mathematics and Mechanics.* 97. pp. 143–157. doi: 10.17223/19988621/97/10

Введение

В настоящее время установление эффективности процесса резания посредством натурных испытаний становится менее эффективным из-за высокой стоимости времени работы станка и необходимости проведения значительного числа итераций для достижения статистически достоверного количества экспериментов [1–2].

В этой связи натурные испытания заменяются вычислительными экспериментами, которые основываются на моделировании процессов резания с использованием различных вычислительных моделей [3–5]. Данные модели применяются в рамках специализированных программных продуктов, таких как Abaqus, LS-Dyna, Ansys Workbench и др. При правильной формулировке задачи последние способны значительно снизить финансовые затраты на исследование процесса резания, особенно когда в эксперименте задействовано дорогостоящее оборудование или материалы, доступность которых может быть ограничена по различным причинам. Таким образом, предварительное моделирование процесса резания позволяет избежать необходимости использования станочной базы и машинного времени, при этом обеспечивая адекватное представление о поведении исследуемых процессов [6–8]. На основе анализа литературных данных определена цель исследования – определение величины контактных напряжений и карты их распределения в режущем клине конической концевой фрезы из твердого сплава группы WC + Co при численном моделировании фрезерования сплавов AISI 304 и Grade 5.

Постановка задачи и описание модели

В работе рассмотрено моделирование фрезерования с использованием метода конечных элементов в программном комплексе AUTODYN [9]. Конечно-элементный анализ проведен для фрезерования конструкционных материалов по схеме 5-координатной обработки. Особое внимание уделено изучению условий формирования контактных нагрузок и напряжений на передней и задней поверхностях режущего клина конической концевой фрезы, используемой для 5-осевой координатной обработки сложных фасонных поверхностей (рис. 1).

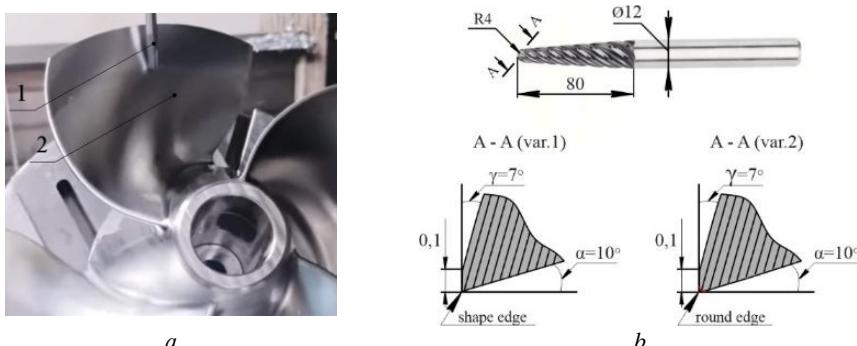


Рис. 1. Пример реализации 5-осевой обработки: 1 – фреза; 2 – лопасть винта
Fig. 1. Example of the 5-axis machining: 1, milling cutter and 2, propeller blade

В качестве обрабатываемых материалов были использованы: коррозионно-стойкая сталь марки AISI 304 SS (отечественный аналог – сталь марки 08Х18Н10) и титановый сплав марки Grade 5 (отечественный аналог – титановый сплав марки BT6). Данные материалы находят широкое применение при создании ответственных и высоконагруженных элементов морской техники, а именно используются для изготовления импеллеров, винтов и роторов, лопасти которых имеют сложную пространственную геометрию.

Для трехмерного моделирования в качестве геометрической модели обрабатываемого инструмента была использована твердосплавная коническая концевая фреза (см. рис. 1, б) диаметром 12 мм и длиной рабочей части 80 мм с радиусом сферической торцевой части 4 мм и 6 зубьями, имеющая следующие геометрические параметры режущего клина фрезы: передний угол $\gamma = +7^\circ$, задний угол $\alpha = 10^\circ$. Участок передней поверхности под углом 0° был выполнен на длине 0,1 мм с целью геометрического упрочнения режущего клина.

Для упрощения модели фрезерования был проведен анализ процесса удаления припуска, который показал, что при небольшой ширине фрезерования $B < 3$ мм, глубине фрезерования $t < 0,5$ мм и существенном радиусе при вершине $r > 5$ мм можно принять, что происходит фрезерование круглой режущей кромкой (рис. 2). Такой вид режущей кромки позволяет увеличить стойкость всего клина благодаря ее небольшому повороту после наступления предельно допустимого износа активной части ее режущей кромки [10].

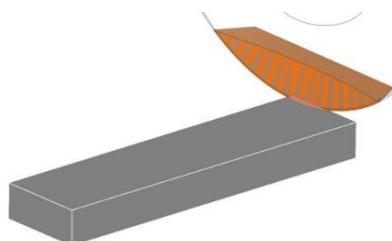


Рис. 2. Трехмерная геометрическая схема модели контакта круглой части режущей кромки и поверхности заготовки

Fig. 2. Three-dimensional geometric model of the contact between the circular part of the cutting edge and the workpiece surface

Рассматриваемая для расчетов область представляет собой участок контактного взаимодействия режущей кромки и обрабатываемой поверхности заготовки, схематичное представление которых показано на рис. 3.

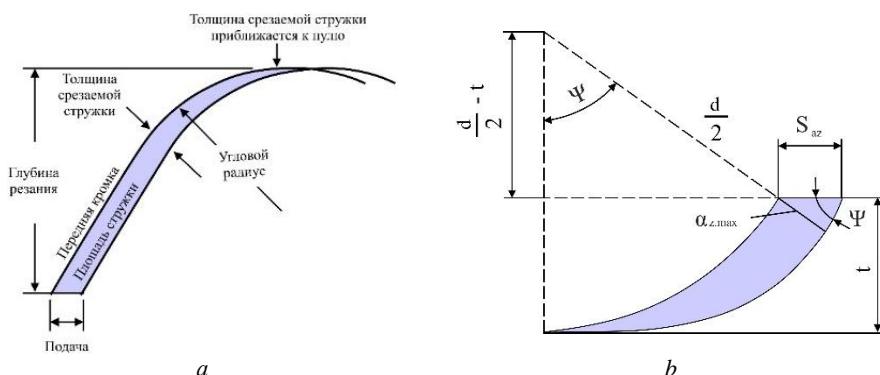


Рис. 3. Схемы определения толщины срезаемой стружки при фрезеровании сферической торцевой фрезой: а – общий вид сечения стружки; б – геометрическая схема

Fig. 3. Diagrams for determining the chip thickness when milling with a ball-end mill:
(a) general view of the chip cross-section and (b) geometric scheme

Перемещение зуба фрезы в направлении подачи при глубине фрезерования t и диаметре фрезы d происходит на величину S_{az} . Ее численное значение определяется центральным углом ψ , измеряемым от точки входа режущей кромки зуба фрезы до ее положения в момент начала выхода зуба из контакта с заготовкой и величиной подачи на зуб s_z .

Для определения толщины среза текущей a_i и наибольшей a_{max} , которая получается перед выходом зуба фрезы из контакта с заготовкой при встречном фрезеровании, используют формулу

$$S_{az} = 2 \cdot S_z \cdot \sqrt{\left(\frac{t}{d}\right)} / \sin \psi_{max} \quad (1)$$

Если режущая кромка зуба фрезы имела бы прямолинейную форму, то максимальная толщина срезаемого слоя оставалась бы неизменной на протяжении всей ее длины. Однако в случае криволинейной режущей кромки для радиального участка с радиусом $R_\phi = 2$ мм необходимо принимать во внимание уменьшение максимальной толщины.

Тогда

$$S_{az} = 2 \cdot S_z \cdot \sqrt{\left(\frac{B}{d}\right)} / \sin \beta_{max} \quad (2)$$

В действительности из-за структурных характеристик инструментального материала (твердого сплава) острота режущей кромки всегда превышает ноль. В связи с этим были разработаны две модели режущей кромки: первая без радиуса округления (острая режущая кромка), а вторая с радиусом округления $r_{edge} = 0,015$ мм (округленная режущая кромка).

Построение эпюор контактных напряжений проведено на передней поверхности сферического торца концевой конической фрезы. Для этого радиусная часть режущей кромки была разделена на три участка (сектора), на каждом из которых рассматривалось сечение в главной секущей плоскости (3 участка). Расчет толщины среза на трех участках выполнен в первом приближении с использованием прямой режущей кромки, касательной к каждому из трех участков.

В работе варьировали скорость резания V как параметр, прямолинейно влияющий на повышение производительности обработки. Также округление режущей кромки выбирали 0 или 0,015 мм, что имеет место при назначении обрабатываемого материала [2, 8]. Варьируемые при моделировании параметры эксперимента имели следующие значения: $V = 50, 80, 120$ м/мин; $S = 500$ мм/мин; $t = 0,2$ мм; $B = 1,0$ мм; $r_{edge} = 0$ и $0,015$ мм. Всего шесть комбинаций.

Определение максимальной толщины срезаемого слоя производили по формуле

$$a_{max} = 2 \cdot S_{az} \cdot \sqrt{\left(\frac{t}{d} - \left(\frac{s_z}{d}\right)^2\right)}. \quad (3)$$

В ходе пересчета по формулам (1–3) с использованием параметров эксперимента было установлено, что толщина срезаемой стружки a_{max} составляет: № 1, 2 – 0,036 мм; № 3, 4 – 0,023 мм; № 5, 6 – 0,015 мм.

Моделирование рабочих материалов

Численное моделирование процесса обработки резанием включает в себя разработку вычислительной модели, которая охватывает выбор элементов твердотельных конструкций, определение характера взаимодействия между контактирующими

поверхностями, а также назначение характеристик и свойств используемых материалов. Переход от макроуровня к микроуровню обусловлен геометрическими особенностями режущей кромки инструмента и специфическими характеристиками процесса фрезерования. Серия вычислительных экспериментов была выполнена с использованием явного решателя AUTODYN, встроенного в программный комплекс Ansys Explicit.

Физико-математическая модель механического поведения деформируемой среды фрезы и обрабатываемого образца включала уравнения сохранения массы, импульса и энергии, записанные в рамках классического лагранжевого подхода континуальной механики для динамических условий взаимодействия [11, 12]. Уравнение состояния для конденсированных фаз сплавов WC + Co 6% (инструментальный материал), Grade 5 и AISI 304 SS использовано в линейной форме Ми-Грюнайзена [9, 13].

Материальные константы для уравнения состояния, использованные в расчетах, приведены в табл. 1.

Таблица 1

Материальные константы для уравнения состояния

Материал	Γ_0	C_0 , м/с	S_1	ρ_0 , кг/м ³	μ , ГПа
Фреза (WC + Co)	1,54	4 029	1,237	17 000	160
Заготовка № 1 (AISI 304 SS)	1,23	5 130	1,028	7 950	77
Заготовка № 2 (Grade 5)	1,93	4 570	1,49	4 419	42

Оценка прочности фрезы проводилась на основе четвертого критерия прочности, когда рабочее состояние детали при нагружении описывается эквивалентными напряжениями, которые не должны превышать некой критической величины. Материал фрезы – сплав системы WC + Co ($\sigma_u = 3 200$ МПа), который является хрупким материалом с невыраженной пластичностью, поэтому в качестве критической величины выбрано значение временного сопротивления.

В качестве критерия пластичности использовано условие Мизеса $\sigma_{eq} \leq \sigma_s$, где $\sigma_{eq} = [(3/2)S_{ij}S_{ij}]^{1/2}$.

Для описания кинетики развития пластического течения материала обрабатываемого образца в диапазоне скоростей деформации 10^{-3} до 10^4 с⁻¹ использовалось соотношение Джонсона–Кука:

$$\sigma_s = \left[A + B \cdot \varepsilon_p^n \right] \cdot \left[1 + C \cdot \ln \varepsilon_p^* \right] \cdot \left[1 - (T_H)^m \right], \quad (4)$$

где материальная константа A – это значение условного предела текучести материала при исходной скорости деформации 1 с⁻¹, B и n – константа и степень деформационного упрочнения; C – параметр скоростной чувствительности, m – коэффициент температурного разупрочнения, ε_p^* – нормированная величина эквивалентной

скорости пластической деформации, $T_H = \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)$ – гомологическая темпера-

тура. Температурное разупрочнение влияет на напряжение течения, которое стремится к нулю при приближении температуры проведения эксперимента к температуре плавления. Из многочисленных экспериментальных исследований известно, что в зависимости от скорости резания и свойств обрабатываемого материала разогрев режущих кромок и стружки может достигать сотен градусов и существенно

влиять как на сопротивление резанию, так и на величину трения между обрабатываемым материалом и фрезой. Поэтому в модели учтен эффект локального разогрева материалов в зоне резания и формирования стружки, возникающий из-за диссипации энергии пластической деформации и описанный в [11, 12].

Значения констант материалов, используемых для расчетов, и физико-механические характеристики обрабатываемых и инструментального материалов приведены в табл. 2 и 3.

Таблица 2

**Основные механические и термические свойства
материалов заготовок и инструмента**

Физические параметры	Заготовка № 1 (AISI 304 SS)	Заготовка № 2 (Grade 5)	Инструмент (WC + Co)
Температура плавления (К)	1 663	1 283	3 135
Удельная теплота (Дж/(кг·К))	423	520	134

Таблица 3

Определяющие параметры модели Джонсона–Кука для материала заготовки

Константы уравнения	Заготовка № 1 (AISI 304 SS) [14, 15]	Заготовка № 2 (Grade 5) [16]
A , МПа	452	783
B , МПа	694	498
n	0,311	0,28
C	0,0067	0,028
m	0,996	1

В процессе фрезерования происходит образование стружки, что обусловлено отделением материала образцов под воздействием фрезы с высокой скоростью. В связи с этим в вычислительной модели был учтен эффект накопления повреждений в зоне деформации, а отрыв материала моделировался с помощью эрозии элементов при достижении значения параметра поврежденности, равного 1. Эволюция параметра поврежденности среды D вычислялась путем суммирования приращений на дискретных интервалах времени, соответствующих шагу интегрирования:

$$D = \sum_{k=1} \Delta D_k , \quad (5)$$

где $\Delta D_k = [\Delta \varepsilon_{eq}^p]_k / \varepsilon_f$ – приращение параметра поврежденности за шаг по времени Δt_k ;

$[\Delta \varepsilon_{eq}^p]_k = \int_{t_k}^{t_{k+1}} \dot{\varepsilon}_{eq}^p dt$ – приращение эквивалентной пластической деформации; ε_f – значение эквивалентной пластической деформации в момент начала макроскопического повреждения деформируемой среды, выраженная через

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)][1 + D_4 \ln \varepsilon][1 + D_5 T_H], \quad (6)$$

где $\sigma^* = \frac{P}{\sigma_{eq}}$ – параметр трехосности напряженного состояния; P – гидростатическое давление; σ_{eq} – эквивалентные напряжения по Мизесу; D_1 – D_5 параметры модели разрушения Джонсона–Кука при повреждении (табл. 4).

Таблица 4

Параметры разрушения материала заготовки по модели Джонсона–Кука

Константы уравнения	Заготовка № 1 (AISI 304 SS) [14, 15]	Заготовка № 2 (Grade 5) [16]
D_1	0,53	-0,09
D_2	0,5	0,25
D_3	-6,8	-0,5
D_4	0,014	0,014
D_5	0	3,87

Конечно-элементная модель и сетка

В процессе создания вычислительной модели были внесены некоторые упрощения в геометрическое описание фрезы и образца. Это было обусловлено необходимостью учитывать округление режущей кромки, равное 0,015 мм, при размере самой кромки около 0,05 мм. Отношение этих величин к другим геометрическим параметрам режущей пластины значительно, что ведет к увеличенному количеству элементов в расчетной сетке. Путь движения режущей кромки по образцу имеет размеры, соизмеримые с величинами самой кромки. Кроме того, для точного моделирования образования стружки во время процесса фрезерования необходимо, чтобы количество элементов внутри стружки было не менее пяти по толщине, а размеры разрушенных элементов в области отрыва соответствовали размерам зарождающихся трещин. Эти условия значительно влияют на размер и количество элементов сетки. В результате общее увеличение количества малых сеточных элементов на макроуровне усложняет решение динамических задач в явной форме, реализуемых с помощью решателя AUTODYN [9], что вызывает значительное увеличение времени вычислений из-за уменьшенного шага интегрирования, зависящего от размеров самого малого элемента сетки. Например, в литературе [14, 15] обращают внимание на аналогичный масштабный уровень моделируемого процесса и предлагаются решения для оптимизации моделирования фрезерования. Они включают в себя переход от макроскопического уровня, учитывающего все особенности реальных объектов, участвующих в процессе фрезерования, к альтернативным постановкам задачи и ее идеализации до двумерных моделей на микроуровне. В силу принятых упрощений модель задачи может переходить от характерных для фрезерования движений, где режущая кромка движется по круговой траектории, к строганию, где применяется линейное движение. При этом геометрические размеры и скорости резания сохраняются на сопоставимом уровне.

Исходя из этого, в работе при моделировании фрезерования были использованы микромеханические модели двух видов режущих пластин с радиусом округления кромки $r_{edge} = 0$ мм (рис. 6, *a*) и $r_{edge} = 0,015$ мм (рис. 4, *b*). На этом рисунке представлены моменты сближения режущей кромки с заготовкой до начала касания и начала образования стружки. Резание проводили на длине $L1 = 0,4$ мм.

Границные условия при решении задачи соответствовали следующим случаям:

– на верхней ($L1$) и торцевой справа ($L4$) гранях модели образца заданы условия свободной поверхности;

– на нижней ($L3$) и торцевой слева ($L2$) гранях модели образца задано жесткое закрепление;

– на верхней (L_5) и торцевой справа (L_9) гранях фрезы постоянная скорость смещения V вдоль образца от грани L_4 к L_2 , соответствующая значениям скорости резания (см. табл. 1), и ограничения на смещения в других направлениях, что при-
нуждает фрезу двигаться с приданной постоянной линейной скоростью, не меняя
направления.

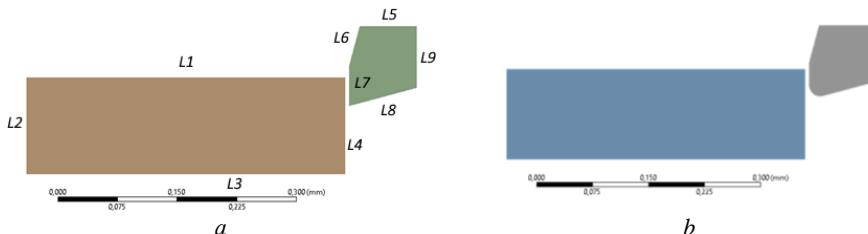


Рис. 4. Примеры микромасштабных геометрических моделей, используемых в моделировании: *a* – радиус скругления 0 мм (острая кромка); *b* – радиус скругления 0,015 мм (округленная кромка)

Fig. 4. Examples of the microscale geometric models used in the modeling at the following rounding radii: (a) 0 mm (sharp edge) and (b) 0.015 mm (rounded edge)

В зависимости от радиуса округления, исследуемого материала заготовок и скорости резания решено 12 случаев нагружения. Выбор шага пространственной дискретизации расчетной области обеспечивал сходимость численного решения задачи. При выборе оптимальных размеров элементов сеточных моделей, приводящих к стабильному сходящемуся решению, дополнительно каждая задача про-
решивалась по три раза с разной плотностью сетки, итого минимум 36 решенных итерационных вариантов. Шаг интегрирования по времени определялся из условия Куранта [11]. Средний размер элемента был принят 0,004 мм, исходя из пред-
варительного анализа сеточной сходимости.

Результаты и обсуждение

Рассмотрим результаты моделирования обработки стали AISI 304 SS, показанные на рис. 5–6.

Сплав AISI 304 SS обладает достаточной пластичностью, что описывается моделью механического поведения с выбранными константами [13, 14, 16]. Поэтому с момента касания кромки с заготовкой до момента образования стружки (отрыв материала) перед кромкой во всех случаях образуется значительный «навал» материала за счет пластических деформаций как в случае без округления, так и с округлением. Режущий клин с округлением до момента отрыва успевает погрузиться в материал большей частью округления. Большая площадь контакта перераспределяет возникающие усилия по поверхности инструмента, и концентратор напряжений «размывается» по большему объему материала, чем у инструмента без округления.

При скорости резания 120 мм/мин, когда площадь контакта минимальная из возможных, напряжения концентрируются ближе к режущей кромке и равны 4 986 МПа, причем их значение максимально по сравнению с другими двумя случаями – 3 066 и 2 555 МПа, что может быть причиной локального скола – преждевременного по-
вреждения кромки фрезы.

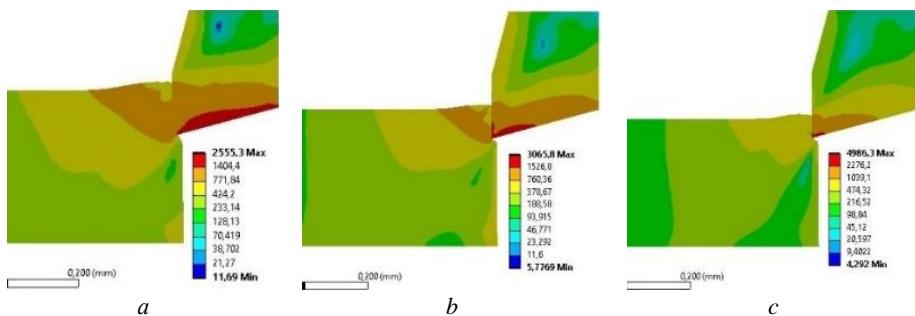


Рис. 5. Поля распределения эквивалентных напряжений Мизеса (МПа) в момент зарождения стружки в заготовке из сплава AISI 304 SS с различной скоростью резания (остроя кромка): *a* – 50 м/мин; *b* – 80 м/мин; *c* – 120 м/мин

Fig. 5. Fields of von Mises equivalent stress (MPa) at the onset of chip formation in an AISI 304 SS workpiece at various cutting speeds (sharp edge): (a) 50, (b) 80, and (c) 120 m/min

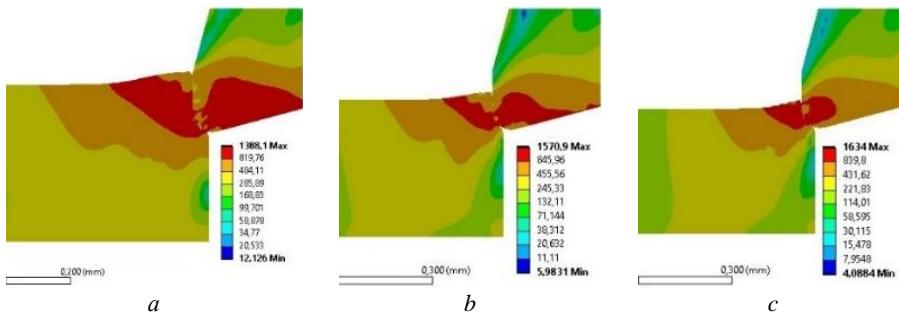


Рис. 6. Поля распределения эквивалентных напряжений Мизеса (МПа) в момент зарождения стружки в заготовке из сплава AISI 304 SS с различной скоростью резания (округленная кромка): *a* – 50 м/мин; *b* – 80 м/мин; *c* – 120 м/мин

Fig. 6. Fields of von Mises equivalent stress (MPa) at the onset of chip formation in an AISI 304 SS workpiece at various cutting speeds (rounded edge): (a) 50, (b) 80, and (c) 120 m/min

Рассмотрим результаты моделирования обработки титанового сплава Grade 5, представленного на рис. 7, 8, в той же постановке из табл. 1, что и для случая обработки стали AISI 304 SS.

Сплав Grade 5 в отличие от стали AISI 304 SS, описанный моделью механического поведения с выбранными константами [10, 16], обладает меньшей пластичностью, что влияет на отличие механизмов отделения стружки. Отмечено, что в начальные моменты взаимодействия фрезы с образцом во всех случаях не образуется значительного «навала» материала перед режущей кромкой. Это особенно отмечается в случае со скругленной кромкой, которая не успевает погрузиться окружением в материал до начала образования отрыва. Отрыв стружки происходит по направлению образования адиабатической полосы сдвига, направленной в образец от места касания с режущей кромкой на L_4 (см. рис. 4) под углом к L_1 .

На рис. 9, *a*, *b* приведены результаты, демонстрирующие изменение величины максимальных эквивалентных напряжений от скорости резания (толщины среза) с учетом длины перемещения режущего клина при фрезеровании стали AISI 304 SS и сплава Grade 5 соответственно.

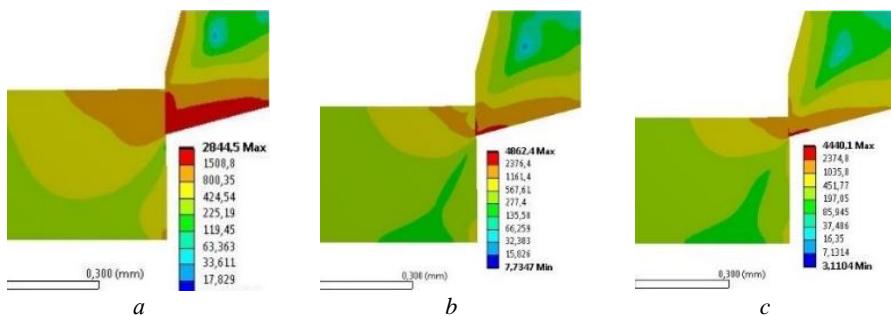


Рис. 7. Поля распределения эквивалентных напряжений Мизеса (МПа) в момент зарождения стружки в заготовке из сплава Grade 5 с различной скоростью резания (остроя кромка): *a* – 50 м/мин; *b* – 80 м/мин; *c* – 120 м/мин

Fig. 7. Fields of von Mises equivalent stress (MPa) at the onset of chip formation in a Grade 5 workpiece at various cutting speeds (sharp edge): (a) 50, (b) 80, and (c) 120 m/min

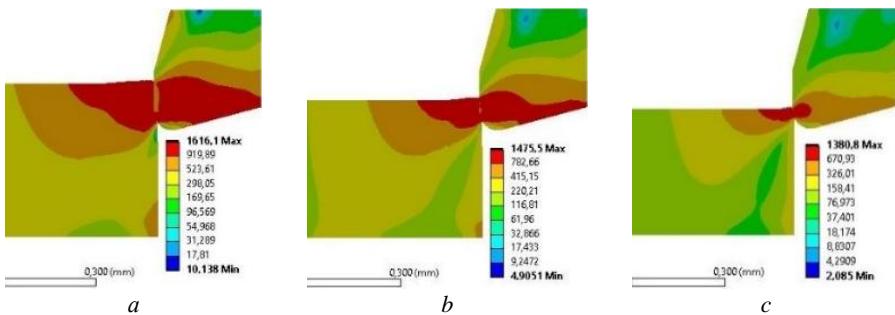


Рис. 8. Поля распределения эквивалентных напряжений Мизеса (МПа) в момент зарождения стружки в заготовке из сплава Grade 5 с различной скоростью резания (округленная кромка): *a* – 50 м/мин; *b* – 80 м/мин; *c* – 120 м/мин

Fig. 8. Fields of von Mises equivalent stress (MPa) at the onset of chip formation in a Grade 5 workpiece at various cutting speeds (rounded edge): (a) 50, (b) 80, and (c) 120 m/min

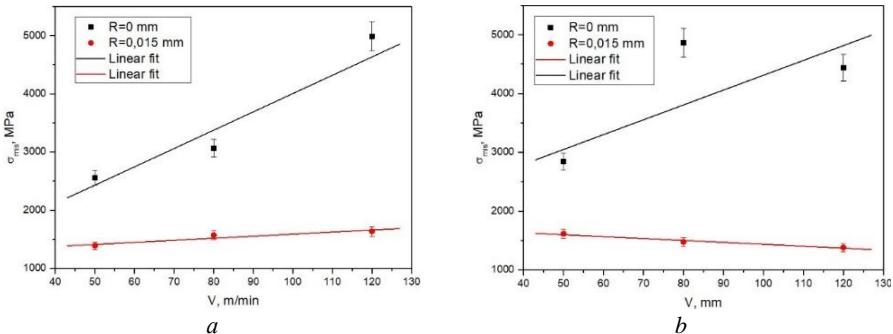


Рис. 9. Зависимость максимальных значений эквивалентных напряжений от скорости резания при фрезеровании заготовки: *a* – из нержавеющей стали AISI 304 SS; *b* – из титанового сплава Grade 5

Fig. 9. Maximum equivalent stress as a function of the cutting speed during milling of the workpiece made of: (a) AISI 304 SS stainless steel and (b) Grade 5 titanium alloy

Символами на рис. 9. представлены результаты вычислительных экспериментов, а линии – это линейная аппроксимация расчетных данных. Интервалы достоверности на расчетных данных соответствуют разбросу их значений в диапазоне $\pm 5\%$. Расчетные данные аппроксимированы линейными зависимостями, имеющими коэффициент детерминации $R^2 = 0,95$ и $0,94$ для режущих кромок без скругления ($\rho = 0$ мм) и со скруглением ($\rho_{edge} = 0,015$ мм) соответственно, – это говорит о достаточной точности полученной аппроксимирующей функции. По поведению аппроксимирующей функции можно судить о том, что процесс фрезерования сплава AISI 304 SS в обоих случаях имеет тенденцию к увеличению максимальных значений эквивалентных напряжений при увеличении скорости резания. При этом напряжения зарождаются на режущей кромке и распространяются в узкой зоне ближе к нижней поверхности вглубь режущего клина.

В процессе фрезерования в объеме фрезы возникает сложнонапряженное состояние. Основной вклад в напряженно-деформированное состояние вносит сжимающая нагрузка как максимальное отрицательное значение нормальной компоненты тензора напряжений. Поэтому при сравнении прочности на сжатие инструментального материала типа WC + Co, имеющей значение 4 350 МПа, с возникающими эквивалентными напряжениями опасность представляет случай с острым кромкой фрезы с максимальными значениями 4 986 МПа при коэффициенте запаса прочности $n = 0,87$. Во всех других случаях эквивалентные напряжения ниже предела прочности на сжатие. При использовании округленной кромки минимальный коэффициент запаса прочности $n = 2,66$, что является хорошим прогнозом относительно сохранения прочности.

Для сплава Grade 5 линейные функции, аппроксимирующие экспериментальные данные, имеют коэффициенты детерминации $R^2 = 0,82$ и $0,95$ для режущих кромок без округления ($\rho_{edge} = 0$ мм) и со округлением ($\rho_{edge} = 0,015$ мм) соответственно, – в первом случае это говорит о недостаточной точности полученной аппроксимирующей функции. Однако в общем сравнительном анализе приходится мириться с подобной зависимостью. По поведению аппроксимирующих функций можно судить о том, что процесс фрезерования сплава Grade 5 в случае $\rho_{edge} = 0$ мм имеет тенденцию к увеличению максимальных значений эквивалентных напряжений при увеличении скорости резания. Однако линия тренда для случая $\rho_{edge} = 0,015$ мм имеет обратную тенденцию к снижению. При сравнении прочности на сжатие инструментального материала, имеющей значение 4 350 МПа, с возникающими эквивалентными напряжениями в случае фрезерования сплава Grade 5 представляет опасность два случая с острым кромкой с максимальными значениями 4 862 и 4 440 МПа при коэффициентах запаса прочности $n = 0,9$ и $0,98$. Во всех других случаях эквивалентные напряжения ниже предела прочности на сжатие.

Заключение

1. Фрезы с острым режущей кромкой (без округления) склонны к разрушению при увеличении скорости резания в исследуемом диапазоне из-за начального захвата срезаемого материала большей толщины. Развитие зоны потенциального разрушения наблюдается в области вершины кромки вследствие образования в ней узкого фронта концентрации напряжений, превышающего по величине предел прочности инструментального материала. Эквивалентные напряжения на фрезах

с округленной режущей кромкой во всех случаях ниже предела прочности при растяжении с коэффициентами запаса прочности выше 2, что влияет на благоприятный прогноз оценки его надежности.

2. Характер зависимостей максимальных значений эквивалентных напряжений во фрезах от скорости резания аналогичен для фрез без округления и имеет тенденцию к увеличению при обработке обоих исследуемых материалов, в то время как для фрез со округленными кромками тенденция к увеличению наблюдается только при обработке нержавеющей стали AISI 304 SS. При обработке титанового сплава Grade 5 зависимость уменьшается с увеличением скорости резания. Это объясняется различиями в пластичности двух материалов, использованных в исследовании.

3. Характер распределения напряжений в объеме режущего клина фрезы различен в зависимости от формы режущей кромки. При отсутствии округления напряжения концентрируются на кромке с небольшим растеканием в узкой области, прилегающей к задней поверхности несмотря на то, что поверхность контакта с образцом остается в зоне низких напряжений. При наличии округления концентратор напряжений прилегает ко всей поверхности контакта, причем под концентратором образуется область с низкими значениями в районе округления, что способствует сохранению прочности режущего клина.

Список источников

1. Al-Athel K.S., Gadala M.S. The use of volume of solid (VOS) approach in simulating metal cutting with chamfered and blunt tools // Int. J. Mech. Sci. 2011. V. 53. P. 23–30. doi: 10.1016/j.ijmecsci.2010.10.003
2. Denkena B., Kohler J., Mengesha M.S. Influence of the cutting edge rounding on the chip formation process. Part 1. Investigation of material flow, process forces, and cutting temperature // Prod. Eng. Res. Devel. 2012. V. 6. P. 329–338 doi: 10.1007/s11740-012-0366-x
3. Black J.T., Huang J.M. An evaluation of chip separation criteria for the FEM simulation of machining // ASME J. Manuf. Sci. Eng. 1996. V. 118. P. 545–553.
4. Komvopoulos K., Erpenbeck S.A. Finite element modeling of orthogonal metal cutting // ASME J. Eng. Ind. 1991. V. 113 (3). P. 253–267.
5. Lin Z.C., Lin S.Y. A coupled finite element model of thermoelastic-plastic large deformation for orthogonal cutting // ASME J. Eng. Ind. 1992. V. 114. P. 218–226.
6. Strenkowski J.S., Carroll J.T. Finite element models of orthogonal cutting with application to single point diamond turning // Int. J. Mech. Sci. 1986. V. 30 (12). P. 899–920.
7. Yen Y.-C., Jain A., Altan T. A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries // J. Mater. Process. Manuf. 2004. V. 146. P. 72–81. doi: 10.1016/S0924-0136(03)00846-X
8. Yusoff A.R., Turner S., Taylor C.M., Sims N.D. The role of tool geometry in process damping milling // Int. J. Adv. Manuf. Technol. 2010. V. 50. P. 883–895. doi: 10.1007/s00170-010-2586-6
9. AUTODYN-TM Interactive non-linear dynamic analysis software theory manual. Horsam: Century Dynamics Inc., 1998.
10. Kozlov V., Babaev A., Schulz N. et al. Study of a Methodology for Calculating Contact Stresses during Blade Processing of Structural Steel // Metals. 2023. V. 13 (12). Art. 2009. doi: 10.3390/met13122009
11. Skripnyak V.V., Skripnyak V.A. Hexagonal Close-Packed (hcp) Alloys under Dynamic Impacts // J. Appl. Phys. 202. V. 28 (131). P. 16–19.
12. Скрипняк Е.Г., Скрипняк Н.В., Козулин А.А., Скрипняк В.А. Моделирование влияния наноструктурированного поверхностного слоя на механическое поведение алюминиевых и магниевых сплавов при динамических воздействиях // Известия вузов. Физика. 2010. Т. 53, № 12-2. С. 235–242.

13. Zhang W., Wang X., Hu Y. et al. Predictive modelling of microstructure changes, micro-hardness and residual stress in machining of 304 austenitic stainless steel // Int. J. Mach. Tool. Manufact. 2018. V. 130. P. 36–48. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2018.03.008
14. Zou Z. Research on inverse identification of Johnson-Cook constitutive parameters for turning 304 stainless steel based on coupling simulation // JMR&T. 2023. V. 23. P. 2244–2262.
15. Zhuang K., Zhou S., Zou L., Lin L., Liu Y., Weng J., Gao J. Numerical investigation of sequential cuts residual stress considering tool edge radius in machining of AISI 304 stainless steel // Simulation Modelling Practice and Theory. 2022. V. 118. Art. 102525.
16. Molinari A., Musquar C., Sutter G. Adiabatic shear banding in high speed machining of Ti-6Al-4V: experiments and modeling // Int. J. Plast. 2002. V. 18. P. 443–459.

References

1. Al-Athel K.S., Gadala M.S. (2011) The use of volume of solid (VOS) approach in simulating metal cutting with chamfered and blunt tools. *International Journal of Mechanical Sciences*. 53. pp. 23–30. doi: 10.1016/j.ijmecsci.2010.10.003
2. Denkena B., Kohler J., Mengesha M.S. (2012) Influence of the cutting edge rounding on the chip formation process: Part 1. Investigation of material flow, process forces, and cutting temperature. *Production Engineering-Research and Development*. 6. pp. 329–338. doi: 10.1007/s11740-012-0366-x
3. Black J.T., Huang J.M. (1996) An evaluation of chip separation criteria for the FEM simulation of machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 118. pp. 545–553. doi: 10.1115/1.2831066
4. Komvopoulos K., Erpenbeck S.A. (1991) Finite element modeling of orthogonal metal cutting. *Journal of Engineering for Industry*. 113(3). pp. 253–267. doi: 10.1115/1.2899695
5. Lin Z.C., Lin S.Y. (1992) A coupled finite element model of thermoelastic-plastic large deformation for orthogonal cutting. *Journal of Engineering for Industry*. 114(2). pp. 218–226. doi: 10.1115/1.2904165
6. Strenkowski J.S., Carroll J.T. (1986) Finite element models of orthogonal cutting with application to single point diamond turning. *International Journal of Mechanical Sciences*. 30(12). pp. 899–920. doi: 10.1016/0020-7403(88)90073-2
7. Yen Y.-C., Jain A., Altan T. (2004) A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. *Journal of Materials Processing Technology*. 146. pp. 72–81. doi: 10.1016/S0924-0136(03)00846-X
8. Yusoff A.R., Turner S., Taylor C.M., Sims N.D. (2010) The role of tool geometry in process damping milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 50. pp. 883–895. doi: 10.1007/s00170-010-2586-6
9. AUTODYN-TM Interactive Non-Linear Dynamic Analysis Software Theory Manual (1998) Horsam: Century Dynamics Inc.
10. Kozlov V., Babaev A., Schulz N., Semenov A., Shevchuk A. (2023) Study of a methodology for calculating contact stresses during blade processing of structural steel. *Metals*. 13(12). Article 2009. doi: 10.3390/met13122009
11. Skripnyak V.V., Skripnyak V.A. (2022) Hexagonal close-packed (hcp) alloys under dynamic impacts. *Journal of Applied Physics*. 28. pp. 16–19. doi: 10.1063/5.0085338
12. Skripnyak E.G., Skripnyak N.V., Kozulin A.A., Skripnyak V.A. (2010) Modelirovaniye vliyaniya nanostrukturirovannogo poverkhnostnogo sloya na mekhanicheskoe povedenie alyuminievikh i magnievikh splavov pri dinamicheskikh vozdeystviyakh [Simulation of the effect of nanostructured surface layer on the mechanical behavior of aluminum and magnesium alloys under dynamic impacts]. *Izvestiya vuzov. Fizika*. 53(12-2). pp. 235–242.
13. Zhang W., Wang X., Hu Y., Wang S. (2018) Predictive modelling of microstructure changes, micro-hardness and residual stress in machining of 304 austenitic stainless steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 130. pp. 36–48. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2018.03.008

14. Zou Z. (2023) Research on inverse identification of Johnson-Cook constitutive parameters for turning 304 stainless steel based on coupling simulation. *Journal of Materials Research and Technology*. 23. pp. 2244–2262. doi: 10.1016/j.jmrt.2023.01.090
15. Zhuang K., Zhou S., Zou L., Lin L., Liu Y., Weng J., Gao J. (2022) Numerical investigation of sequential cuts residual stress considering tool edge radius in machining of AISI 304 stainless steel. *Simulation Modelling Practice and Theory*. 118. Article 102525. doi: 10.1016/j.simpat.2022.102525
16. Molinari A., Musquar C., Sutter G. (2002) Adiabatic shear banding in high speed machining of Ti-6Al-4V: experiments and modeling. *International Journal of Plasticity*. 18(4). pp. 443–459. doi: 10.1016/S0749-6419(01)00003-1

Сведения об авторах:

Пивкин Пётр Михайлович – кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник лаборатории цифрового проектирования кибер-физических инструментальных систем Московского государственного технологического университета «СТАНКИН» (Москва, Россия). E-mail: pmpivkin@gmail.com

Бабаев Артём Сергеевич – кандидат технических наук, старший научный сотрудник лаборатории нанотехнологий metallurgii Томского государственного университета (Томск, Россия). E-mail: a.s.babaev@mail.tsu.ru

Козлов Виктор Николаевич – кандидат технических наук, научный сотрудник лаборатории нанотехнологий металлургии Томского государственного университета (Томск, Россия). E-mail: kozlov-viktor@bk.ru

Семёнов Артём Романович – младший научный сотрудник лаборатории нанотехнологий металлургии Томского государственного университета (Томск, Россия). E-mail: artemms2102@yandex.ru

Назаренко Екатерина Сергеевна – кандидат физико-математических наук, заведующий лабораторией цифрового проектирования кибер-физических инструментальных систем Московского государственного технологического университета «СТАНКИН» (Москва, Россия). E-mail: katarina.86@bk.ru

Надыкто Алексей Борисович – доктор физико-математических наук, главный научный сотрудник лаборатории цифрового проектирования кибер-физических инструментальных систем Московского государственного технологического университета «СТАНКИН» (Москва, Россия). E-mail: abnadykto@yandex.ru

Information about the authors:

Pivkin Pyotr M. (Candidate of Technical Sciences, Leading Researcher, Laboratory of Digital Design of Cyber-Physical Cutting Tool Systems, Moscow State University of Technology STANKIN, Moscow, Russian Federation). E-mail: pmpivkin@gmail.com

Babaev Artyom S. (Candidate of Technical Sciences, Senior Researcher, Laboratories of Nanotechnology of Metallurgy, Tomsk State University, Tomsk, Russian Federation). E-mail: a.s.babaev@mail.tsu.ru

Kozlov Viktor N. (Candidate of Technical Sciences, Researcher, Laboratories of Nanotechnology of Metallurgy, Tomsk State University, Tomsk, Russian Federation). E-mail: kozlov-viktor@bk.ru

Semyonov Artyom R. (Junior Researcher, Laboratories of Nanotechnology of Metallurgy, Tomsk State University, Tomsk, Russian Federation). E-mail: artemms2102@yandex.ru

Nazarenko Ekaterina S. (Candidate of Technical Sciences, Laboratory Manager, Laboratory of Digital Design of Cyber-Physical Cutting Tool Systems, Moscow State University of Technology STANKIN, Moscow, Russian Federation). E-mail: katarina.86@bk.ru

Nadykto Aleksey B. (Doctor of Physics and Mathematics, Chief Scientist, Laboratory of Digital Design of Cyber-Physical Cutting Tool Systems, Moscow State University of Technology STANKIN, Moscow, Russian Federation). E-mail: abnadykto@yandex.ru

Статья поступила в редакцию 21.04.2025; принята к публикации 06.09.2025

The article was submitted 21.04.2025; accepted for publication 06.09.2025