



Выбор режимов резания в зависимости от прочности режущего инструмента

Б.Б. Пономарев¹, Ван Дык Нгуен^{2✉}, В.М. Свинин³, Н.В. Вулых⁴, Ю.В. Димов⁵

¹⁻⁵Иркутский национальный исследовательский технический университет, Иркутск, Россия

Резюме. Цель – повышение эффективности процесса свободного резания металлов за счет максимизации работоспособности режущего инструмента путем выбора режимов резания в зависимости от его запаса прочности. В работе использовали метод конечных элементов со специальной моделью Джонсона–Кука и алгоритмом локальной адаптации сетки срезаемого слоя Arbitrary Lagrangian-Eulerian для моделирования процесса резания и выявления распределения напряженного состояния в инструменте. В качестве материала инструмента принят твердый сплав VK8, заготовки – сталь 45. Также были изучены алюминиевый и титановый сплавы 6061T-6, Ti-6Al-4V – в качестве материалов заготовки. Адекватность модели подтверждена соответствием полученных распределений напряжений «растяжение–сжатие» в инструменте, наблюдаемых в виде линий изохром при резании свинца резцом из эпоксидного материала. Установлено влияние на прочность режущего инструмента режимов резания, механических свойств материалов заготовок и геометрии режущей кромки инструмента. Выявлено, что при увеличении глубины резания от 0,2 до 1,4 мм максимальное главное напряжение $\sigma_1^{\max}$ линейно возрастает в 2,05 раза, а прочность режущего зуба инструмента, соответственно, уменьшается. При глубине резания 1,4 мм максимальное главное напряжение $\sigma_1^{\max}$ достигает 780 МПа, и режущий инструмент разрушается. Показано, что влияние скорости резания изменяется по экспоненте. С ростом переднего угла прочность режущего инструмента уменьшается. Так, при обработке инструментом с передним углом, равным 20° (при $\sigma_1^{\max} = 760$ МПа), он теряет способность резания. Установлено, что запас прочности у инструмента при обработке материала из алюминиевого сплава 6061T-6 в 3,1 раза больше, чем при свободном резании заготовки из стали 45. На основе расчетной модели и результатов анализа взаимосвязи прочности режущего инструмента с технологическими факторами предложена методика назначения режимов свободного резания с учетом его запаса прочности.

Ключевые слова: методика, моделирование, метод конечных элементов, рациональный режим резания, работоспособность, максимизация, запас прочности

Для цитирования: Пономарев Б.Б., Нгуен Ван Дык, Свинин В.М., Вулых Н.В., Димов Ю.В. Выбор режимов резания в зависимости от прочности режущего инструмента // iPolytech Journal. 2025. Т. 29. № 4. С. 477–491. <https://doi.org/10.21285/1814-3520-2025-4-477-491>. EDN: XPEMKH.

MECHANICAL ENGINEERING

Original article

Selection of cutting parameters based on tool strength

Boris B. Ponomarev¹, Nguyen Van Duc^{2✉}, Valery M. Svinin³,
Nikolay V. Vulykh⁴, Yuri V. Dimov⁵

¹⁻⁵Irkutsk National Research Technical University, Irkutsk, Russia

Abstract. This study aimed to improve the efficiency of free cutting of metals by maximizing tool performance. This was achieved through the selection of cutting parameters based on the safety factor of tools. This work employed the finite element method with a Johnson–Cook constitutive model and an Arbitrary Lagrangian–Eulerian mesh adaptation algorithm to simulate the cutting process and reveal the stress distribution in the tool. The tool material was cemented carbide VK8, while the workpieces were steel 45, aluminum alloy 6061-T6, and titanium alloy Ti-6Al-4V. Model adequacy was confirmed by the agreement between the calculated tensile–compressive stress distributions in the tool and the isochromatic lines observed during cutting of lead with an epoxy resin tool. The study established the influence of cutting regimes, workpiece mechanical properties, and tool edge geometry on tool strength. An increase in the cutting depth from 0.2 to 1.4 mm led to a linear increase in the maximum principal stress $\sigma_1^{\max}$ by

a factor of 2.05, thereby reducing tool tooth strength. At a depth of 1.4 mm, $\sigma_1^{\text{макс}}$ reached 780 MPa, resulting in tool failure. The influence of cutting speed was shown to follow an exponential relationship. An increase in the rake angle reduced tool strength; for instance, during machining with a rake angle of 20° ($\sigma_1^{\text{макс}} = 760$ MPa), the tool failed to maintain its cutting capacity. The safety factor of the tool when machining aluminum alloy 6061-T6 was found to be 3.1 times greater than during free cutting of steel 45. The computational model and analysis of the relationship between tool strength and technological factors enabled the development of a methodology for assigning free-cutting regimes that incorporate the safety factor of a tool.

Keywords: methodology, modeling, finite element method, rational cutting mode, efficiency, maximization, safety margin

For citation: Ponomarev B.B., Nguyen Van Duc, Svinin V.M., Vulykh N.V., Dimov Yu.V. Selection of cutting parameters based on tool strength. *iPolytech Journal*. 2025;29(4):477-491. (In Russ.). <https://doi.org/10.21285/1814-3520-2025-4-477-491>. EDN: XPEMKH.

ВВЕДЕНИЕ

В практике резания металлов остается нерешенной проблема, связанная с определением на стадии технологической подготовки производства периода эксплуатационной работоспособности режущего инструмента, с учетом его прочностных характеристик, что не позволяет достичь максимального эффекта использования инструмента и процесса резания в целом. Это объясняется отсутствием обоснованных решений данной проблемы и, в частности, критериев и рекомендаций по предельно допустимым значениям прочности при назначении режимов резания, а также разработанных методов прогнозирования момента потери работоспособности инструментом по запасу прочности, что приводит к неполному использованию возможностей режущего инструмента или его разрушению в процессе работы. В настоящее время для поиска решения этой проблемы в России и за рубежом проводятся исследования, направленные на разработку методов назначения режимов, которые не только позволяют достигать заданных требований к точности формы и качества обработанной поверхности, но и повышать эффективность процесса резания путем полного использования запаса прочности режущего инструмента, заложенного в его конструкции. При этом количество опубликованных работ, авторы которых предлагали бы технологические решения с целью повышения эффективности процесса резания с использованием подходов, направленных на достижение максимизации эксплуатационной работоспособности режущего инструмента, с учетом запаса прочности, весьма ограничено⁶ [1–4]. В связи с этим поиск решений и путей повышения эффективности использования режущего инструмента и связанных с этим напрямую вопросов минимизации экономических потерь в процессах резания металлов является достаточно новым и перспективным направлением исследования.

Известно, что запас прочности режущего инструмента определяется на основе распределения напряжений в его материале, возникающих под действием сопротивления срезаемого слоя материала заготовки в процессе резания, и величинами значений, определяющими допускаемую прочность этого материала [1, 2]. Поэтому для определения запаса прочности режущего инструмента требуется провести расчет напряжений. Такой расчет может быть выполнен с помощью аналитического метода или с использованием метода конечных элементов. Суть аналитического метода заключается в том, что напряжения в режущем инструменте определяются с помощью математических зависимостей и допущением, что воздействие сопротивления материала срезаемого слоя заготовки заменяется силами резания, действующими на него в определенный момент времени. Такая замена сводит динамическую задачу расчета напряжений в режущем инструменте к статической, а картина распределения напряжений в материале может не соответствовать реальности.

Метод конечных элементов (МКЭ) позволяет учитывать динамику процесса. При использовании МКЭ в модели процесса резания режущий инструмент отображается как тело, контактирующее с заготовкой и деформирующееся под прямым воздействием сопротивления удаляемой части материала заготовки. Это позволяет получить распределение напряжений, максимально соответствующее реальным условиям обработки.

⁶Ким А.Б. Резание металлов и режущий инструмент: метод. указания и инд. задания. Томск: ТПУ, 2013. 72 с.

Цель настоящего исследования заключается в поиске метода назначения режимов резания в зависимости от прочностных возможностей режущего инструмента при свободном резании с учетом хрупко-пластического состояния обрабатываемого материала.

МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ В РЕЖУЩЕМ ИНСТРУМЕНТЕ С ПРИМЕНЕНИЕМ МЕТОДА КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ НА ОСНОВЕ ПРОГРАММЫ ИНЖЕНЕРНОГО АНАЛИЗА ABAQUS

Возможности применения МКЭ для моделирования процесса резания отражены в ряде отечественных и зарубежных работ [5–18]. В большинстве из них [6–11, 13, 15–17] в качестве модели режущего инструмента принято абсолютно жесткое тело, недеформируемое в процессе резания под действием сопротивления материала срезаемого слоя заготовки. Задание модели инструмента в виде абсолютно жесткого тела обеспечивает сокращение времени расчета, но в этом случае в нем условно не возникают напряжения. В некоторых работах [12, 14, 18] путем задания модели режущего инструмента как деформируемого тела получены результаты по распределению напряжений, но подтверждение достоверности не представлено. Оценка же достоверности полученных результатов имеет самое важное значение, позволяющее сделать заключение об адекватности модели, чтобы рекомендовать ее к практическому применению и использованию в дальнейших исследованиях.

В настоящей работе в качестве численного примера моделирования процесса выбрана схема, представленная на рис. 1, обработки заготовки при свободном резании. Режимы резания взяты из нормативов режимов резания⁷: скорость резания $V = 0,25$ м/с; глубина резания $t = 0,4$ мм. Параметры геометрии режущего инструмента: передний и задний углы $\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, радиус округления $\rho = 20$ мкм. Материал заготовки – конструкционная сталь 45 ГОСТ 1050-2013⁸, а инструмента – твердый сплав марки ВК8 ГОСТ 3882-74⁹ с допускаемым пределом прочности $\sigma_b = 735$ МПа [1]. Механические свойства этих материалов приведены в табл. 1.

Моделирование процесса обработки с использованием МКЭ предложено осуществлять последовательно. На первом этапе строятся геометрические модели заготовки и инструмента, затем осуществляется описание моделей материалов и создание сетки из предварительно выбранных элементов. Далее описываются характеристика контакта инструмента с заготовкой, граничные условия и требования к результатам анализа. Наиболее важным является

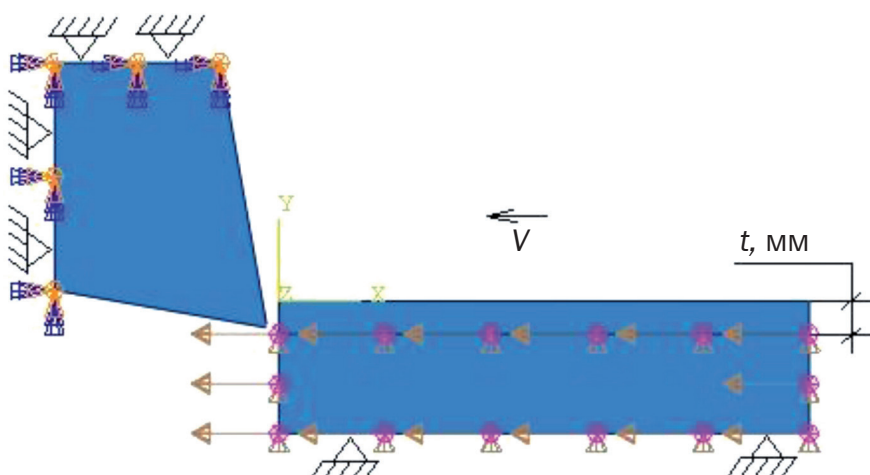


Рис. 1. Схема обработки свободным резанием
Fig. 1. Free cutting processing diagram

⁷Нормативы режимов резания. Часть 2: Общемашиностроительные нормативы времени и режимов резания для нормирования работ, выполняемых на универсальных и многоцелевых станках с числовым программным управлением. М.: Экономика, 1990. 473 с.

⁸ГОСТ 1050-2013. Металлопродукция из нелегированных конструкционных качественных и специальных сталей. Общие технические условия. Введ. 28.10.2014. М.: Стандартинформ, 2014.

⁹ГОСТ 3882-74. Сплавы твердые спеченные. Марки. Введ. 15.08.74. (изм. в 2008 г.). М.: Изд-во стандартов, 2008.

этап описания моделей материалов и создание сетки элементов. Под моделью материала в данном случае понимается база данных, представленная в виде множества групп, соответствующих каждому отдельному свойству материала. Описание каждой группы этой базы производится путем задания коэффициентов, полученных по результатам проведенных экспериментов или из справочной литературы.

Известно, что в процессе резания (укрупненно) в материале заготовки протекают последовательно три сложных физико-механических процесса: упругое деформирование, пластическое деформирование и отделение срезаемого слоя от заготовки [19]. В материале же инструмента – только упругое деформирование.

В настоящее время в программах инженерного анализа для описания материала заготовки наиболее часто используется специальная модель материала Джонсона–Кука¹⁰ [21]. В этой модели упругая деформация описывается выражением (1) с двумя параметрами: модулем Юнга E и коэффициентом Пуассона μ :

$$\sigma = E \times \varepsilon, \quad (1)$$

где σ – эквивалентное напряжение, МПа; ε – деформация; $E = G(1 + \mu)$, G здесь – модуль сдвига, МПа.

Для стали 45 их значения представлены в табл. 1.

Таблица 1. Параметры свойств стали 45 по ГОСТ 1050-2013⁸ и ВК8 [20]

Table 1. Steel 45 property parameters according to GOST 1050-2013⁸ and VK8 [20]

Параметры материала	Сталь 45	ВК8
Плотность, кг/м ³	7800	14 000–16 000
Модуль упругости Юнга, ГПа	200	600
Коэффициент Пуассона	0,3	0,2
Температура плавления, °C	1460	–
Комнатная температура, °C	25	25

Упругая деформация происходит в начальный момент при контакте инструмента с заготовкой и быстро развивается до величины предела текучести $\sigma_{0,2}$. После этого в материале заготовки наблюдается эффект пластического деформирования. Для описания пластической деформации Г.Р. Джонсон и У.Г. Кук предложили следующее выражение (2):

$$\bar{\sigma} = [A + B(\bar{\varepsilon}^{pl})^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right], \quad (2)$$

где $\bar{\sigma}$ – эквивалентное напряжение, МПа; A – статический предел текучести; B – модуль деформационного упрочнения; C – коэффициент скорости деформации; n – показатель степени в зоне деформационного упрочнения; m – показатель степени в зоне температурного разупрочнения; T – абсолютная мгновенная температура материала, °C; T_m – температура плавления материала, °C; T_r – комнатная температура, °C; $\bar{\varepsilon}^{pl}$ – эквивалентная пластическая деформация; $\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$ – мгновенная скорость пластической деформации; $\dot{\varepsilon}_0$ – пороговое значение скорости пластической деформации (1 с⁻¹). Коэффициенты A , B , C , m , n приведены в табл. 2.

Таблица 2. Параметры свойств пластической деформации стали 45 [21]

Table 2. Steel 45 plastic deformation property parameters [21]

A , МПа	B , МПа	C	n	m	$\bar{\varepsilon}^{pl}$
553	600,8	0,0134	0,234	1	0,001

¹⁰Руководство пользователя «ABAQUS 2016». Режим доступа: <http://abaqus.software.polimi.it/v2016/> (дата обращения: 15.08.2025).

С течением времени контакта режущего инструмента с заготовкой эквивалентное напряжение и пластическая деформация непрерывно увеличиваются. Интенсивность возрастания эквивалентного напряжения значительно меньше интенсивности пластического деформирования. При достижении в процессе деформирования материалом критического значения эквивалентного напряжения σ_0 (при сжатии $\sigma_{\text{с}}$, растяжении $\sigma_{\text{р}}$) происходит разрушение материала. При этом пластическая деформация ε_f , соответственно, достигает критического значения ε_0 . Для описания этой характеристики в модели Джонсона–Кука использован подход, заключающийся в том, что процесс выделения элементов из сетки, соответствующих разрушению материала в реальном резании, происходит в момент, когда величина эквивалентной пластической деформации D_{ω} , определяемой по выражению (3), превышает 1 [21]:

$$D_{\omega} = \sum \left(\frac{\Delta \bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_f} \right), \quad (3)$$

где $\Delta \bar{\varepsilon}^{pl}$ – приращение эквивалентной пластической деформации; $\bar{\varepsilon}_f$ – деформация при разрушении. Суммирование проводят по всем приращениям. Деформация при разрушении сетки имеет вид [21]:

$$\bar{\varepsilon}_f = \left[D_1 + D_2 \exp \left(D_3 \frac{p}{q} \right) \right] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right) \right], \quad (4)$$

где $D_1 \dots D_5$ – параметры разрушения по Джонсону–Куку; p – давление в рассматриваемом конечном элементе, МПа; q – эффективное давление, МПа. Значения параметров разрушения по Джонсону–Куку для стали 45 представлены в табл. 3.

Таблица 3. Параметры разрушения по Джонсону–Куку стали 45 [21]
Table 3. Johnson–Cook fracture parameters of steel 45 [21]

D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
0,06	3,31	-1,96	0,0018	0,58

Как известно, инструмент обычно изготавливают из хрупких материалов или материалов с низкими пластическими свойствами. Пределы текучести и прочности у таких материалов почти одинаковы. При превышении предела упругой деформации материал режущего инструмента разрушается. В связи с этим для описания инструментальных материалов требуется задание только модуля Юнга E и коэффициента Пуассона μ (1). Значения этих коэффициентов в нашем случае представлены в табл. 1.

Особенность выполнения этапа создания сетки элементов при моделировании процесса обработки материала заготовки связана с проблемой искажения формы элементов сетки заготовки, вызванного ее большой деформацией. Эта проблема приводит к нереальной деформации элементов сетки и порождает неточности в результатах моделирования, а также делает невозможным моделирование процесса стружкообразования. Для устранения этой проблемы применен метод локальной адаптации сетки элементов Arbitrary Lagrangian–Eulerian, предназначенный для описания зоны срезаемого слоя заготовки. Этот метод позволяет исключить искажение формы элементов, имеющих большую деформацию, за счет обеспечения свободного перемещения сетки относительно материала исследуемого объекта. При этом узлы каждого элемента адаптированной сетки в модели перемещаются с учетом выполнения условия сохранения топологической формы этого элемента¹⁰. Недостатком такого подхода является значительное увеличение времени проведения расчетов для получения результатов.

В данной работе на основе предварительного анализа выбран тип элемента S4R с размерами 5 мкм для заготовки с адаптацией сетки в зоне срезаемого слоя, а для инструмента применен тип S4R с размерами 20 мкм.

Для описания характеристики контакта режущего инструмента с заготовкой используется коэффициент трения $\mu = 0,2$.

Результаты моделирования, включая стружкообразование и распределение возникающих напряжений, могут быть представлены в виде величины эквивалентного напряжения $\sigma_{\text{ЭКВ}}$ и главных составляющих напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$). На рис. 2 представлено распределение эквивалентного напряжения $\sigma_{\text{ЭКВ}}$ в сечении материала режущего инструмента, рассчитанного по IV теории прочности (теории Мизеса)¹¹:

$$\sigma_{\text{ЭКВ}} = \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}, \quad (5)$$

где σ_1 – наибольшее главное напряжение, МПа; σ_2 – среднее главное напряжение, МПа; σ_3 – наименьшее главное напряжение, МПа.

По полученному распределению напряжений (рис. 2) видно, что эквивалентное напряжение $\sigma_{\text{ЭКВ}}$ распределяется по изолиниям убывающих значений с тремя центрами, находящимися на передней и задней гранях, а также в зоне округления режущей кромки. Максимальное значение $\sigma_{\text{ЭКВ}}^{\text{макс}} = 1071$ МПа достигается в центре полос на задней грани, расположенном на расстоянии $x = 0,41$ мм от вершины кромки, а в зоне округления наибольшее значение $\sigma_{\text{ЭКВ}} = 759$ МПа и на передней грани $\sigma_{\text{ЭКВ}} = 556$ МПа. По мере удаления от вершины режущей кромки эквивалентное напряжение на передней и задней гранях уменьшается. Это полностью соответствует выводам, полученным на основании экспериментальных исследований и опубликованным авторами в широко известных работах [1, 2].

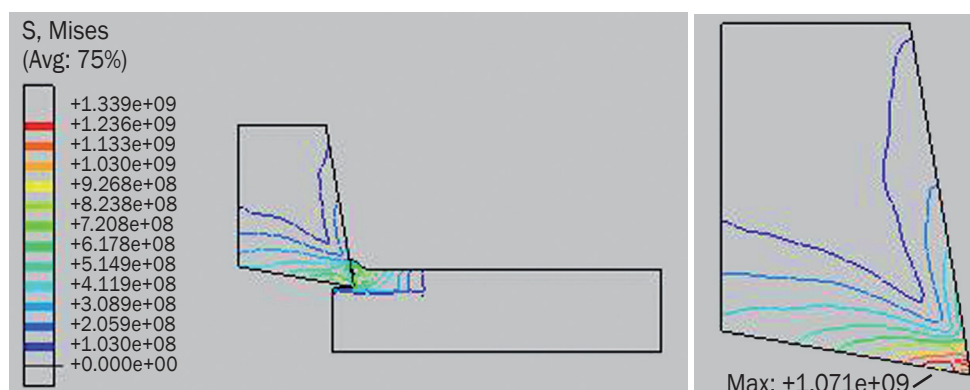


Рис. 2. Распределение эквивалентного напряжения в режущем инструменте

Fig. 2. Equivalent stress distribution in a cutting tool

На рис. 3 изображены распределения главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$. Главное напряжение σ_1 имеет только положительное значение, главное напряжение σ_3 – только отрицательное, а главное напряжение σ_2 – как положительное, так и отрицательные значения. Главные напряжения σ_1, σ_3 распределяются по изолиниям аналогично эквивалентному напряжению. Максимального значения $\sigma_{1\text{max}} = 471$ МПа достигает на передней поверхности инструмента вне длины контакта передней поверхности режущего клина со стружкой на расстоянии от вершины режущей кромки $x = 0,597$ мм, и уменьшается до нуля по мере удаления от нее в нормальном сечении инструмента. Своего максимального значения, равного по абсолютной величине -1066 МПа, главное напряжение $\sigma_{3\text{max}}$ достигает на задней грани также на расстоянии, равном $0,415$ мм от вершины режущей кромки, и уменьшается с удалением от нее по аналогии с главным напряжением σ_1 . Главное напряжение σ_2 с положительным и отрицательными значениями располагается в зоне округления режущей кромки и задней грани инструмента и изменяется в диапазоне от -346 МПа до $+28$ МПа. При этом абсолютная величина отрицательного напряжения значительно больше положительного.

¹¹Степин П.А. Сопротивление материалов: учебник. М.: Лань, 2022. 320 с.

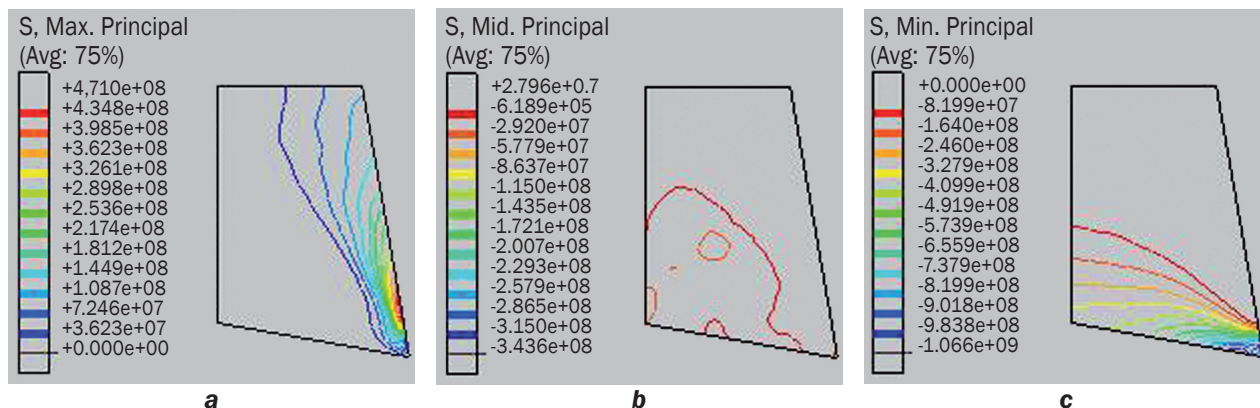


Рис. 3. Распределение трех главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ в режущем инструменте: а – максимальное σ_1 ; б – среднее σ_2 ; в – минимальное σ_3
Fig. 3. Distribution of three main stresses $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ in a cutting tool: а – maximum σ_1 ; б – average σ_2 ; в – minimum σ_3

Отображение отдельных распределений главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ на рис. 3 не позволяет определить переходную зону по знакам в полном сечении материала режущего инструмента, что создает затруднения в исследовании состояния «растяжение–сжатие» инструмента. Для объективной оценки этого состояния в работе использована функция *Max. Principal (Abs)* программного комплекса ABAQUS, которая позволяет определить наибольшее значение по абсолютной величине напряжения из трех главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$. Распределения в инструменте трех главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ со знаками представлены на рис. 4. Выявлено, что знак максимальных значений главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ в инструменте изменяется от положительного на передней поверхности (σ_1) к отрицательному на задней (σ_3). Поэтому часть режущего инструмента с главным напряжением σ_1 с положительным знаком испытывает растяжение, а другая часть, включая зону округления режущей кромки и заднюю грань режущего клина, с главными напряжениями σ_2, σ_3 с отрицательными знаками находится в сжатом состоянии. Это полностью соответствует физическому состоянию режущего зуба инструмента в зоне контакта его с заготовкой, что представлено на рис. 4 б в виде фотографии линий изохром, образованных в эпоксидном резце при свободном резании свинца по результатам исследований, представленных в работе [1, 2, 22].

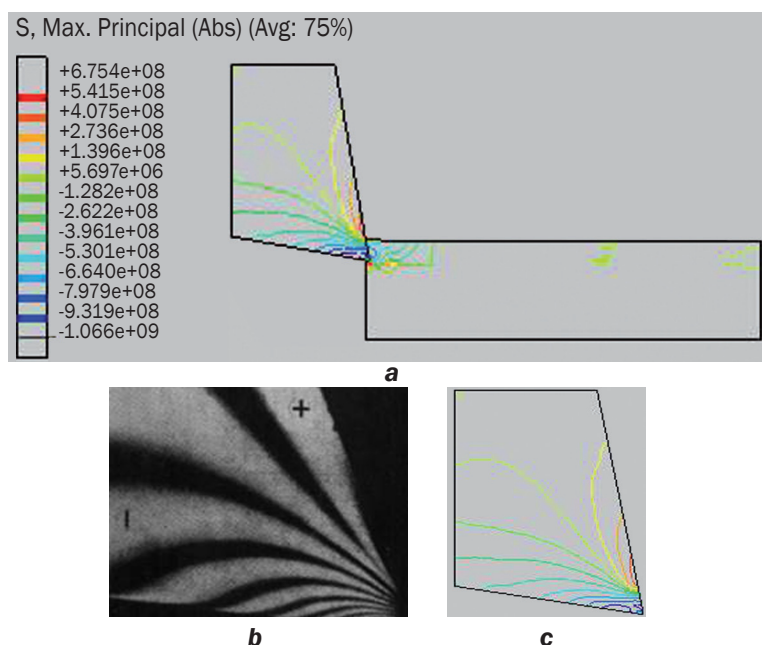


Рис. 4. Изолинии в инструменте: а – напряжения в зоне контакта модели с заготовкой; б – линии изохром [1]; в – напряжения в нормальном сечении резца модели
Fig. 4. Isolines in the tool: а – stresses in the contact zone of the model and the workpiece; б – isochromatic lines [1]; в – stresses in the normal section of the model cutter

Имея на основании модели данные о состоянии материала режущего инструмента – «растяжение–сжатие», появляется возможность определить опасное место в режущем зубе с целью проверки его на вероятность разрушения и провести расчеты по определению запаса прочности. Для проверки и расчета запаса прочности в рассматриваемой работе предложено использовать критерий Писаренко–Лебедева [23]. Согласно этому критерию, наибольшее эквивалентное напряжение в зоне растяжения (опасном месте) не должно превышать допускаемое значение:

$$\sigma_{\text{ЭКВ}} = \chi \sigma_i + (1 - \chi) \sigma_1 A^{1-J} \leq \sigma_B, \quad (6)$$

где $\chi = \frac{\sigma_B}{\sigma_{-B}}$ – параметр, определяющий долю сдвиговой деформации в разрушении; $\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}$ – интенсивность напряжений; A – константа, определяющая статический фактор развития разрушения; $J = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_i}$ – параметр, характеризующий жесткость нагружения.

Запас прочности режущего инструмента определяется по следующей форме [1, 2]:

$$K_3 = \frac{\sigma_B}{\sigma_{\text{ЭКВ}}}. \quad (7)$$

В рассматриваемом случае распределения главных напряжений зона растяжения находится на передней поверхности режущего зуба вне участка контакта со стружкой. В этой зоне главные напряжения $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$. Тогда эквивалентное напряжение становится равно главному напряжению $\sigma_{\text{ЭКВ}} = \sigma_1$. График распределения этого главного напряжения представлен на рис. 5. Опасная точка с наибольшим эквивалентным напряжением $\sigma_{\text{ЭКВ}} = \sigma_1^{\text{макс}} = 471$ МПа находится на расстоянии от вершины $x = 0,65 \approx 1,58 \times l$ мм (l – длина контакта режущего клина со стружкой). Этот вывод полностью соответствует выводам, представленным в работах [1, 2]. В рассматриваемом случае результаты проверки показали, что режущий инструмент сохраняет прочность, а ее запас составляет 1,56.

Соответствие полученных результатов выводам авторов известных работ [1, 2] подтверждает адекватность модели напряженного состояния инструмента в процессе свободного резания, что позволяет применить этот метод в дальнейших исследованиях.

ВЫБОР РЕЖИМОВ СВОБОДНОГО РЕЗАНИЯ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ПРОЧНОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Изменение прочности режущего инструмента в процессе резания. Прочность режущего инструмента изменяется в связи с изменением максимального эквивалентного напряжения в опасной точке на передней грани, что представлено на рис. 5. В момент врезания это напряжение достигает наибольших значений $\sigma_{\text{ЭКВ}} = \sigma_1 = 471$ МПа и, соответственно, запас прочности в этой области инструмента минимален. При установившемся резании эквивалентное напряжение снижается, и запас прочности увеличивается. Во время выхода стружки из контакта с инструментом эквивалентное напряжение незначительно возрастает. Значит, уменьшается и запас прочности.

Самый опасный момент для режущего инструмента, как известно, наступает при входе режущего зуба в материал заготовки. Это объясняется тем, что объем срезаемого слоя, подвергающегося упругой деформации, в этот момент наибольший. Разница эквивалентного напряжения в инструменте в момент входа режущего клина в заготовку и при установившемся резании зависит от глубины резания и свойств материала заготовки. При обработке материалов с большим модулем упругости (материалов после термообработки или хрупко-пластичных) эта разница значительна, что может привести к выкрашиванию или сколам режущей кромки.

Разработанная модель процесса свободного резания позволяет оценить влияние режимов резания, параметров, определяющих геометрию режущего инструмента, и механических свойств материала заготовки на прочность режущего инструмента.

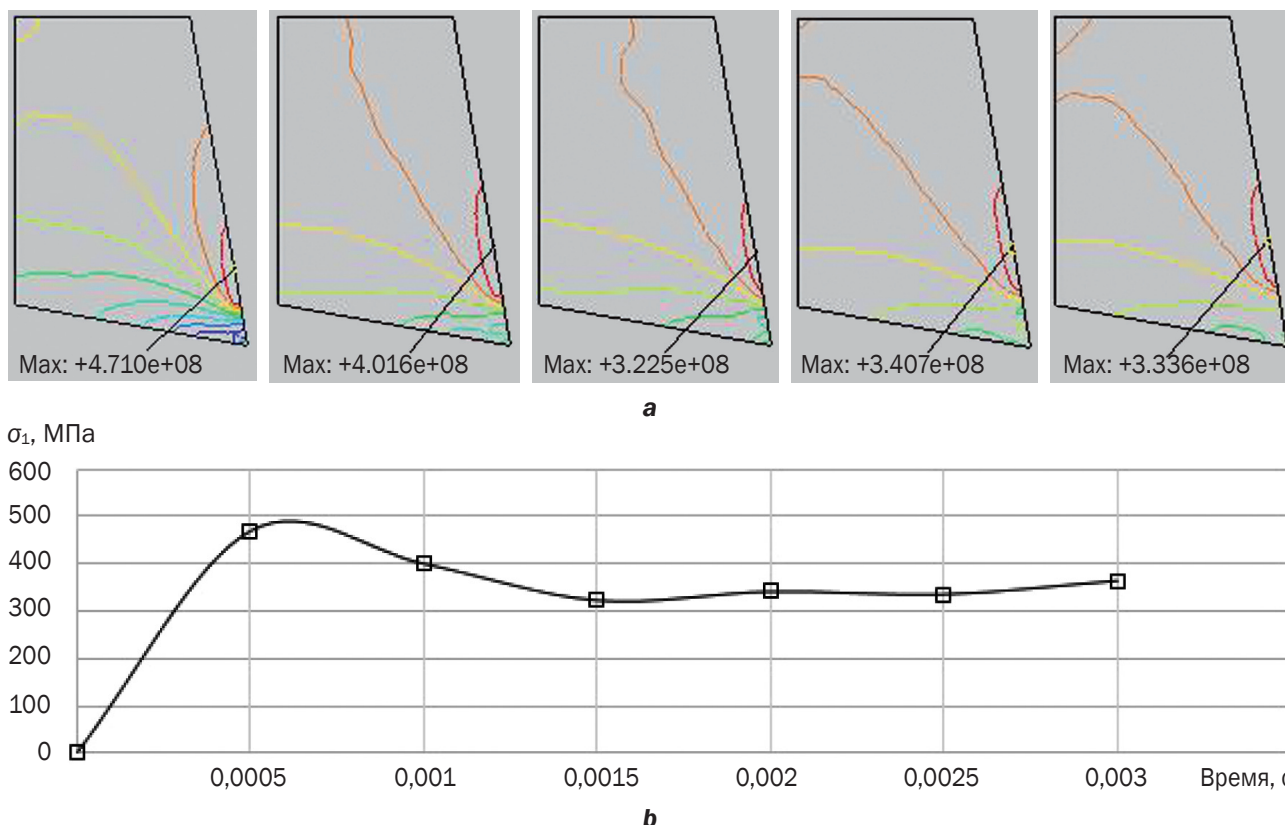


Рис. 5. Изменение главного напряжения в одном рабочем ходе резания
 Fig. 5. Change in the main stress σ_1 in one cutting stroke

Влияние режимов резания на прочность режущего инструмента. Как известно, при свободном резании металлов наибольшее влияние на прочность инструмента оказывают глубина t и скорость резания V . Результаты моделирования влияния этих параметров на прочность режущего инструмента представлены на рис. 6. При увеличении каждого из этих параметров максимальное главное напряжение $\sigma_1^{\text{макс}}$ возрастает, что приводит, как было ранее отмечено, к снижению коэффициента запаса прочности режущего инструмента K_3 . По результатам моделирования изменение максимального главного напряжения $\sigma_1^{\text{макс}}$ по каждому параметру характеризуется по-разному. По параметру глубины резания t это изменение близко к линейному, а по скорости резания V – описывается экспонентой. При увеличении глубины резания t от 0,2 до 1,4 мм интенсивность роста максимального главного напряжения $\sigma_1^{\text{макс}}$ составляет 2,05, и при глубине резания $t = 1,4$ мм достигает величины 780 МПа, превышающей допустимый предел для инструментального материала ВК8 ($\sigma_b = 735$ МПа). В результате режущий инструмент разрушается. При изменении скорости резания от 0,025 до 1 м/с интенсивность роста $\sigma_1^{\text{макс}}$ составляет только 1,48. Следовательно, увеличение скорости резания на максимальное главное напряжение $\sigma_1^{\text{макс}}$ и запас прочности оказывает меньшее влияние по сравнению с глубиной резания t .

Влияние геометрии режущего инструмента и материала заготовки на прочность инструмента. Влияние геометрии режущего инструмента на его прочность демонстрируют графики на рис. 7 а. В качестве главного параметра геометрии режущего инструмента выбран передний угол как самый важный фактор, влияющий на процесс стружкообразования и динамику резания. С увеличением величины переднего угла γ максимальное главное напряжение $\sigma_1^{\text{макс}}$ заметно возрастает. В связи с этим падает коэффициент запаса прочности режущего инструмента K_3 . При увеличении переднего угла от 0 до 20° максимальное главное напряжение возрастает в 2,38 раза. При $\gamma = 20^\circ$ $\sigma_1^{\text{макс}} = 780$ МПа, что превышает допустимое предельное значение, и также наблюдается выкрашивание режущей кромки зуба инструмента либо его разрушение. Изменение максимального главного напряжения $\sigma_1^{\text{макс}}$

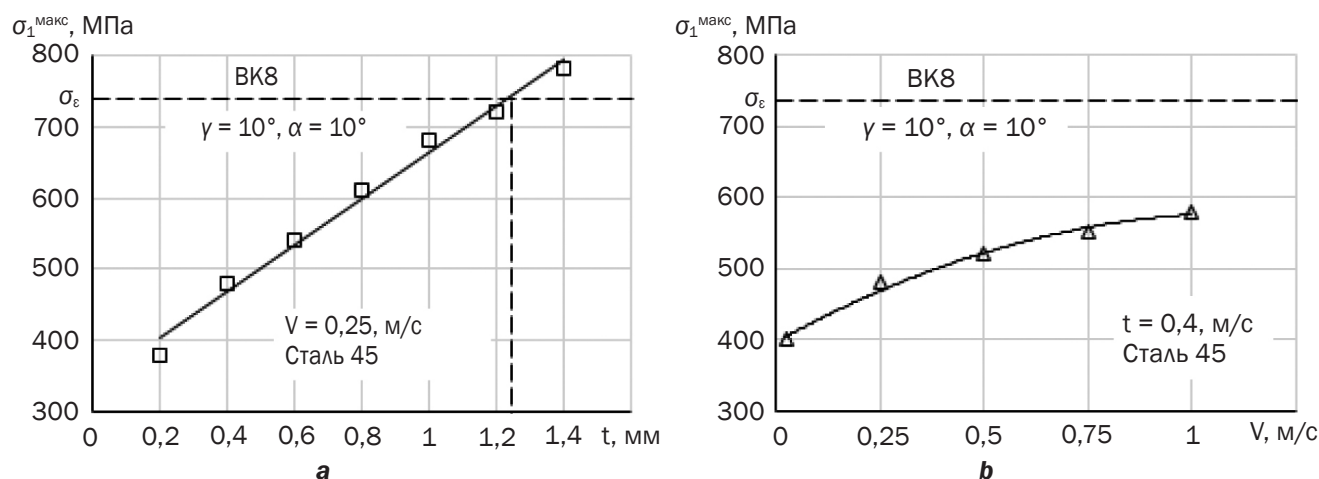


Рис. 6. Влияние режимов резания на максимальное главное напряжение: а – при изменении глубины резания; б – при изменении скорости резания

Fig. 6. Effect of cutting modes on maximum principal stress: a – with changing cutting depth; b – with changing cutting speed

и прочности режущего инструмента объясняется тем, что из-за увеличения переднего угла γ площадь нормального сечения части режущего инструмента, находящейся под воздействием сил сопротивления срезаемого слоя материала заготовки, значительно уменьшается. С другой стороны, как известно, увеличение переднего угла приводит к возрастанию угла сдвига срезаемого слоя и снижению силы резания. Влияние изменения силы на величину напряжения меньше, чем изменение площади сечения инструмента, что объясняется значительно большей степенью снижения площади сечения при изменении переднего угла по сравнению с интенсивностью изменения силы резания.

Полученные результаты в полной мере соответствуют практике резания. Для черновой обработки, характеризуемой большими объемами удаляемого материала в единицу времени и большим сопротивлением материала заготовки, обычно применяется режущий инструмент с малыми передними углами, а для чистовой обработки – с большим передним углом.

На рис. 7 б показано влияние материала заготовки на прочность режущего инструмента. Для моделирования процесса свободного резания были выбраны следующие сплавы: 6061Т-6,

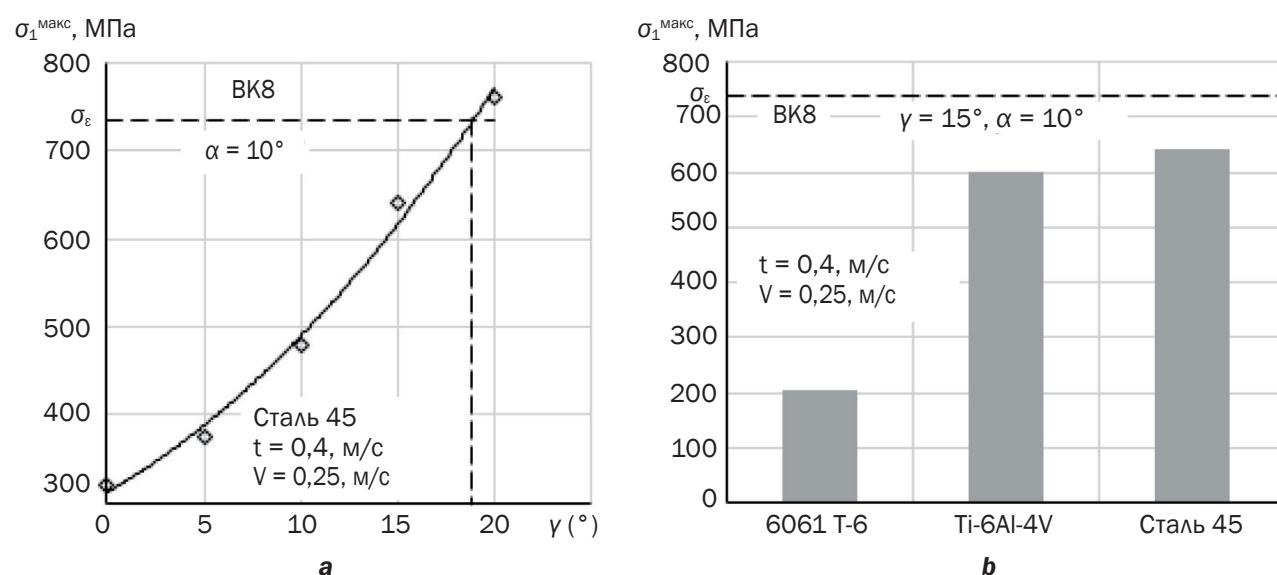


Рис. 7. Влияние геометрии режущего инструмента и материала заготовки на максимальное главное напряжение: а – передний угол; б – материал заготовки

Fig. 7. Influence of cutting tool geometry and workpiece material on maximum principal stress: a – rake angle; b – workpiece material

ГОСТ 21631-2019¹²; Ti-6Al-4V, UNS R56400; сталь 45, ГОСТ 1050-2013⁸. Модели материалов Джонсона–Кука для алюминиевого и титанового сплавов представлены в работе [24, 25].

Из полученного графика следует, что запас прочности режущего инструмента при обработке заготовки из алюминиевого сплава 6061T-6 ($\sigma_1^{\max} = 205$ МПа) в 3,1 раза больше, чем при обработке стали 45 ($\sigma_1^{\max} = 642$ МПа). А при обработке титанового сплава Ti-6Al-4V ($\sigma_1^{\max} = 602$ МПа) запас прочности режущего инструмента также больше, но отличие незначительное. На основе рассчитанного максимального главного напряжения $\sigma_1^{\max}$ и коэффициента запаса прочности режущего инструмента K_3 при обработке заготовки из разных материалов технолог имеет возможность назначить режимы резания с учетом факторов, влияющих на стабильность процесса резания.

Методика выбора режимов свободного резания в зависимости от установленного запаса прочности режущего инструмента. Для повышения эффективности процесса резания в настоящей работе предлагается выбор режимов резания осуществлять в зависимости от запаса прочности режущего инструмента. Методика такого выбора представлена в виде блок-схемы на рис. 8. Сущность этой методики заключается в том, что коэффициент запаса прочности режущего инструмента K_3 , соответствующий выбираемым режимам резания, должен находиться в интервале рекомендованного диапазона коэффициента запаса прочности

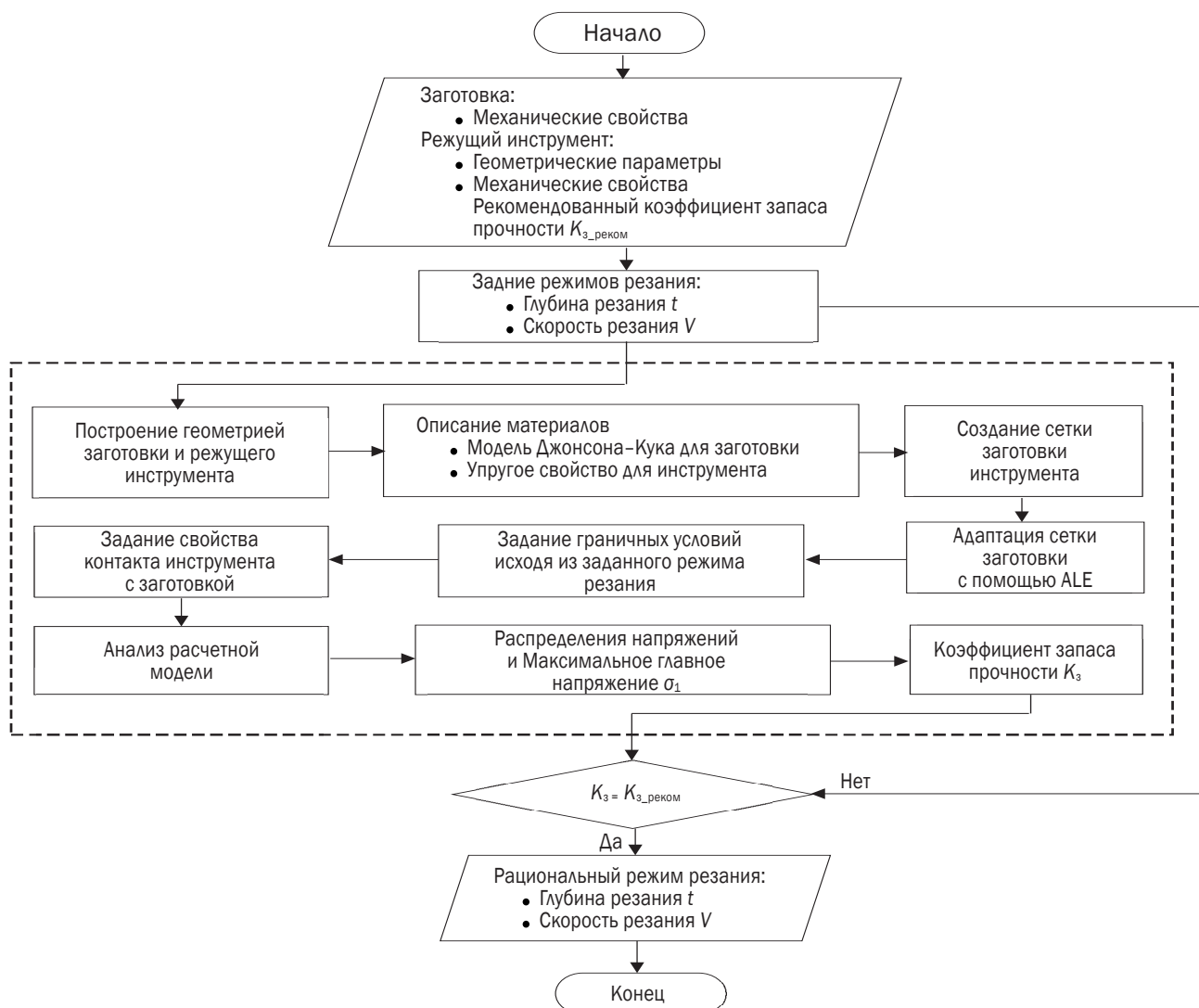


Рис. 8. Методика выбора режимов резания в зависимости от запаса прочности режущего инструмента
Fig. 8. Methodology for selecting cutting modes depending on the cutting tool safety margin

¹²ГОСТ 21631-2019. Листы из алюминия и алюминиевых сплавов. Технические условия. Введ. 01.06.2020. М.: Стандартинформ, 2020.

$K_{3_реком}$, зависящего от стоимости и ответственности конструкции изделия с учетом однородности, хрупкости, остаточной напряженности материалов [1]. Например, для резцов $K_{3_реком} = 1,2 \div 1,5$, а для более дорогих инструментов $K_{3_реком} = 2,5 \div 3,0$ [25]. По предложенной методике в начале требуется задание одного или нескольких режимных параметров резания, затем производится моделирование процесса резания с помощью вышеописанного решения определения величины максимального главного напряжения $\sigma_1^{макс}$ и коэффициента запаса прочности K_3 . Заданные режимы резания считаются принятыми при выполнении условия сравнения рассчитанного коэффициента запаса прочности K_3 с рекомендованным диапазоном $K_{3_реком}$. Поиск рациональных режимов резания для задания разработчиком их значений в управляющей программе процесса обработки осуществляется с использованием метода деления пополам диапазона данных, полученных расчетным путем по предложенной модели.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Применение МКЭ с учетом особенностей описания материала заготовки с помощью специальной модели Джонсона–Кука и алгоритма локальной адаптации сетки Arbitrary Lagrangian-Eulerian для моделирования процесса свободного резания позволяет достаточно точно определять распределение напряжений в режущем инструменте. Достоверность полученных результатов подтверждена соответствием распределений главных напряжений в материале режущего инструмента, что соответствует результатам фундаментальных исследований академика АН Грузинской ССР Т.Н. Лоладзе [2] и профессора А.И. Бетанели [1], представленным в опубликованных работах в виде линий изохром в специальном инструменте, наблюдаемых в зоне растяжения-сжатия при резании свинца.

Возможность получения расчетным путем величины максимального главного напряжения σ_1 , возникающего на передней грани и вне длины контакта режущего клина со стружкой, позволяет определить коэффициент запаса прочности режущего инструмента K_3 .

Применение разработанной расчетной модели для исследования влияния факторов, включающих режимы резания, механические свойства материалов заготовки и геометрию режущей кромки инструмента при свободном резании, на прочность инструмента позволило получить следующие результаты:

1. Глубина резания линейно влияет на максимальное главное напряжение и запас прочности инструмента K_3 . С увеличением глубины резания от $t = 0,2$ мм до $t = 1,4$ мм максимальное главное напряжение увеличивается в 2,05 раза. При глубине резания $t = 1,4$ мм ($\sigma_1^{макс} = 780$ МПа) режущий инструмент разрушается из-за превышения допускаемого предела прочности инструментального материала σ_b . Влияние скорости резания описывается экспонентой.

2. Увеличение переднего угла инструмента γ приводит к возрастанию максимального главного напряжения σ_1 и снижению запаса прочности K_3 . При обработке с передним углом инструмента $\gamma = 20^\circ$ максимальное главное напряжение достигает $\sigma_1^{макс} = 760$ МПа, что превышает допускаемые пределы прочности материала инструмента и приводит к его разрушению.

3. Запас прочности режущего инструмента при обработке материала из алюминиевого сплава 6061Т-6 в 3,1 раза больше, чем при обработке стали 45.

4. Адекватность модели подтверждена соответствием результатов, получаемых расчетным путем, экспериментальным данным, приведенным в ранее опубликованных работах.

В дальнейшем МКЭ может быть использован в алгоритме и программном обеспечении прогнозирования параметров, определяющих микрогеометрию образуемой при обработке поверхности и зависящих от режимов резания, выступающих наряду с коэффициентом запаса прочности инструмента в качестве второго условия при оценке принятого технологического решения.

Список источников

1. Бетанели А.И. Прочность и надежность режущего инструмента. Тбилиси: Сабчота Сакартвело, 1973. 301 с.
2. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1982. 320 с.
3. Пикалов А.А., Чайников К.К. Применение специальной технологической оснастки и гибких сверлильных шаблонов для сверлильных машин с автоматической подачей режущего инструмента // Известия Самарского научного центра РАН. 2016. Т. 18. № 1-2. С. 260–263. EDN: WLWZBD.

4. Bouzakis K.D., Michailidis N., Vidakis N., Efstathiou K., Leyendecker T., Erkens G., et al. Optimization of the cutting edge radius of PVD coated inserts in milling considering film fatigue failure mechanisms // *Surface and Coatings Technology*. 2000. Vol. 133-134. P. 501–507. [https://doi.org/10.1016/S0257-8972\(00\)00971-3](https://doi.org/10.1016/S0257-8972(00)00971-3). EDN: KJJYKR.
5. Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1979. 168 с.
6. Мокрицкий Б.Я., Верещагин В.Ю., Верещагина А.С. Моделирование процессов резания с применением программы ANSYS // *Вестник машиностроения*. 2018. № 4. С. 69–72. EDN: XMZUXR.
7. Öpöz T.T., Chen X. Chip formation mechanism using finite element simulation // *Journal of Mechanical Engineering*. 2016. No. 11. P. 636–646. <https://doi.org/10.5545/SV-JME.2016.2523>.
8. Gamboa C.B., Andersson T., Svensson D., Vilches F.J.T., Martín-Béjar S., Hurtado L.S. Modeling of the fracture energy on the finite element simulation in Ti6Al4V alloy machining // *International Journal of Scientific Reports*. 2021. Vol. 11. Iss. 1. P. 18490. <https://doi.org/10.1038/s41598-021-98041-5>.
9. Pal S., Velay X., Saleem W. Finite element investigation of cutting speed effects on the machining of Ti6Al4V alloy // *Discover Mechanical Engineering*. 2024. Vol. 3. Iss. 1. P. 1–24. <https://doi.org/10.1007/s44245-024-00031-0>. EDN: WQXTAU.
10. Qiao Shifan, Feng Chaobo, Wang Gang, Liu Taofu, Singh Jenisha. Two-dimensional finite element analysis and cutting force model for the cutting of circular steel bars using negative rake angle cutters: accounting for chip accumulation effects // *Materials*. 2025. Vol. 18. Iss. 6. P. 1339. <https://doi.org/10.3390/ma18061339>. EDN: CBYZXX.
11. Krumme E., Donnerbauer K., Saelzer J., Zabel A., Walther F. Numerical chip formation simulations of AISI 304 steel with varying cutting tools // *Procedia CIRP*. 2025. Vol. 133. P. 132–137. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2025.02.024>.
12. Пивкин П.М., Бабаев А.С., Козлов В.Н., Семёнов А.Р., Назаренко Е.С., Надыкто А.Б. Методология численного моделирования резания для расчетов распределения контактных напряжений на примере фрезерования стали // *Вестник Томского государственного университета. Математика и механика*. 2025. № 96. С. 92–107. <https://doi.org/10.17223/19988621/96/8>. EDN: HEGJKT.
13. Ghani J.A., Ismanizan M.A., Rahman H.A., Haron C.H.C., Juri A.Z., Kasim M.S., et al. Machining analysis of S45C carbon steel using finite element method // *Journal Tribologi*. 2024. Vol. 40. P. 226–246.
14. Савенков В.Н., Тимохин Ю.В., Тимохина В.Ю. Исследование процесса несвободного резания при механической обработке деталей машин // *Сборник научных трудов Донецкого института железнодорожного транспорта*. 2021. № 62. С. 56–66. EDN: XHMQPP.
15. Astakhov V.P., Outeiro J.C. Metal cutting mechanics, finite element modelling // *Machining: Fundamentals and Recent Advances*. London: Springer, 2008. P. 1–27. https://doi.org/10.1007/978-1-84800-213-5_1. EDN: YDNBJR.
16. Cheng Wenyu, Outeiro J.C.M. Modelling orthogonal cutting of Ti–6Al–4V titanium alloy using a constitutive model considering the state of stress // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022. Vol. 119. Iss. 7-8. P. 4329–4347. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-08446-9>.
17. Xu Xiang, Outeiro José, Zhang Jun, Xu Binbin, Zhao Wanhua. Machining simulation of Ti6Al4V using coupled Eulerian-Lagrangian approach and a constitutive model considering the state of stress // *Simulation Modelling Practice and Theory*. 2021. Vol. 110. P. 102312. <https://doi.org/10.1016/J.SIMPAT.2021.102312>. EDN: YCMGBE.
18. Schraknepper D., Peng Bingxiao, Bergs T. Advanced calculation of the stress distribution in milling tools during cutting under consideration of residual stresses and tool wear // *Procedia CIRP*. 2021. Vol. 102. P. 19–24. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2021.09.004>. EDN: LEWIEG.
19. Вульф А.М. Резание металлов. М.: Машиностроение, 1973. 496 с.
20. Лошак М.Г. Прочность и долговечность твердых сплавов. Киев: Наукова Думка, 1984. 328 с.
21. Johnson G.R., Cook W.H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures // *Engineering Fracture Mechanics*. 1985. Vol. 21. No. 1. P. 31–48. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(85\)90052-9](https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90052-9).
22. Свинин В.М., Шутенков А.В., Пономарев Б.Б. Определение основных технических параметров проектируемой сверлильной машины с автоматической подачей // *iPolytech Journal*. 2024. Vol. 28. № 2. P. 224–237. <https://doi.org/10.21285/1814-3520-2024-2-224-237>. EDN: DQWDDT.
23. Писаренко Г.С., Лебедев А.А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. Киев: Наукова Думка, 1976. 415 с.
24. Spear D.G., Palazotto A.N., Kemnitz R.A. Modeling and simulation techniques used in high strain rate projectile impact // *Mathematics*. 2021. Vol. 9. Iss. 3. P. 1–29. <https://doi.org/10.3390/math9030274>. EDN: IELUYA.
25. Бобров В.Ф., Грановский Г.И., Зорев Н.Н., Исаев А.И., Клушин М.И., Ларин М.Н. [и др.]. Развитие науки о резании металлов. М.: Машиностроение, 1967. 417 с.

References

1. Betaneli A.I. *Strength and dependability of the cutting tool-tip*. Tbilisi: Sabchota Sakartvelo; 1973, 301 p. (In Russ.).
2. Loladze T.N. *Strength and wear resistance of cutting tools*. Moscow: Mashinostroenie; 1982, 320 p. (In Russ.).
3. Pikalov A.A., Chainikov K.K. Special jigs and drilling templates for automated drilling units. *Izvestia of Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences*. 2016;18(1-2):260-263. (In Russ.). EDN: WLWZBD.
4. Bouzakis K.D., Michailidis N., Vidakis N., Efstathiou K., Leyendecker T., Erkens G., et al. Optimization of the cutting edge radius of PVD coated inserts in milling considering film fatigue failure mechanisms. *Surface and Coatings Technology*. 2000;133-134:501-507. [https://doi.org/10.1016/S0257-8972\(00\)00971-3](https://doi.org/10.1016/S0257-8972(00)00971-3). EDN: KJJYKR.

5. Ostafiev V.A. *Cutting tool dynamic strength calculation*. Moscow: Mashinostroenie; 1979, 168 p. (In Russ.).
6. Mokritskiy B.Ya., Vereshchagin V.Yu., Vereshchagina A.S. Simulation of cutting process using ANSYS program. *Russian Engineering Research*. 2018;4:69-72. (In Russ.). EDN: XMZUXR.
7. Öpöz T.T., Chen X. Chip formation mechanism using finite element simulation. *Journal of Mechanical Engineering*. 2016;11:636-646. <https://doi.org/10.5545/SV-JME.2016.2523>.
8. Gamboa C.B., Andersson T., Svensson D., Vilches F.J.T., Martín-Béjar S., Hurtado L.S. Modeling of the fracture energy on the finite element simulation in Ti6Al4V alloy machining. *International Journal of Scientific Reports*. 2021;11(1):18490. <https://doi.org/10.1038/s41598-021-98041-5>.
9. Pal S., Velay X., Saleem W. Finite element investigation of cutting speed effects on the machining of Ti6Al4V alloy. *Discover Mechanical Engineering*. 2024;3(1):1-24. <https://doi.org/10.1007/s44245-024-00031-0>. EDN: WQXTAU.
10. Qiao Shifan, Feng Chaobo, Wang Gang, Liu Taofu, Singh Jenisha. Two-dimensional finite element analysis and cutting force model for the cutting of circular steel bars using negative rake angle cutters: accounting for chip accumulation effects. *Materials*. 2025;18(6):1339. <https://doi.org/10.3390/ma18061339>. EDN: CBYZXX.
11. Krumme E., Donnerbauer K., Saelzer J., Zabel A., Walther F. Numerical chip formation simulations of AISI 304 steel with varying cutting tools. *Procedia CIRP*. 2025;133:132-137. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2025.02.024>.
12. Pivkin P.M., Babaev A.S., Kozlov V.N., Semyonov A.R., Nazarenko E.S., Nadykto A.B. Methodology of the numerical modeling of cutting for calculating the contact stress distribution: A case study on steel milling. *Tomsk State University. Journal of Mathematics and Mechanics*. 2025;96:92-107. (In Russ.). <https://doi.org/10.17223/19988621/96/8>. EDN: HEGJKT.
13. Ghani J.A., Ismanizan M.A., Rahman H.A., Haron C.H.C., Juri A.Z., Kasim M.S., et al. Machining analysis of S45C carbon steel using finite element method. *Journal Tribologi*. 2024;40:226-246.
14. Savenkov V.N., Timokhin Yu.V., Timokhina V.Yu. Investigation of the process of non-free cutting during machining of machine parts: Collected scientific papers of Donetsk railway transport institute. 2021;62:56-66. (In Russ.). EDN: XHMQPP.
15. Astakhov V.P., Outeiro J.C. Metal cutting mechanics, finite element modelling. In: *Machining: Fundamentals and Recent Advances*. London: Springer; 2008, p. 1-27. https://doi.org/10.1007/978-1-84800-213-5_1. EDN: YDNBJR.
16. Cheng Wenyu, Outeiro J.C.M. Modelling orthogonal cutting of Ti-6Al-4V titanium alloy using a constitutive model considering the state of stress. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022;119(7-8):4329-4347. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-08446-9>.
17. Xu Xiang, Outeiro José, Zhang Jun, Xu Binbin, Zhao Wanhua. Machining simulation of Ti6Al4V using coupled Eulerian-Lagrangian approach and a constitutive model considering the state of stress. *Simulation Modelling Practice and Theory*. 2021;110:102312. <https://doi.org/10.1016/J.SIMPAT.2021.102312>. EDN: YCMGBE.
18. Schraknepper D., Peng Bingxiao, Bergs T. Advanced calculation of the stress distribution in milling tools during cutting under consideration of residual stresses and tool wear. *Procedia CIRP*. 2021;102:19-24. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2021.09.004>. EDN: LEWIEG.
19. Vulf A.M. *Metal cutting*. Moscow: Mashinostroenie; 1973, 496 p. (In Russ.).
20. Loshak M.G. *Strength and durability of hard alloys*. Kiev: Naukova Dumka; 1984, 328 p. (In Russ.).
21. Johnson G.R., Cook W.H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*. 1985;21(1):31-48. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(85\)90052-9](https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90052-9).
22. Svinin V.M., Shutenkov A.V., Ponomarev B.B. Main technical parameters for designing a new self-feed drilling machine. *iPolytech Journal*. 2024;28(2):224-237. (In Russ.). <https://doi.org/10.21285/1814-3520-2024-2-224-237>. EDN: DQWDDT.
23. Pisarenko G.S., Lebedev A.A. *Deformation and strength of materials under complex stress state*. Kiev: Naukova Dumka; 1976, 415 p. (In Russ.).
24. Spear D.G., Palazotto A.N., Kemnitz R.A. Modeling and simulation techniques used in high strain rate projectile impact. *Mathematics*. 2021;9(3):1-29. <https://doi.org/10.3390/math9030274>. EDN: IELUYA.
25. Bobrov V.F., Granovskij G.I., Zorev N.N., Isaev A.I., Klushin M.I., Larin M.N., et al. *Development of metal cutting science*. Moscow: Mashinostroenie; 1967, 417 p. (In Russ.).

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ

Пonomarev Борис Борисович,

д.т.н., профессор,
начальник управления по дополнительному
образованию и социальной работе,
Иркутский национальный исследовательский
технический университет,
664074, г. Иркутск, ул. Лермонтова, 83, Россия
pusw@ex.istu.edu
<https://orcid.org/0000-0003-1185-8638>

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Boris B. Ponomarev,

Dr. Sci. (Eng.), Professor,
Head of the Department of Continuing
Education and Social Work,
Irkutsk National Research Technical University,
83, Lermontov St., Irkutsk 664074, Russia
pusw@ex.istu.edu
<https://orcid.org/0000-0003-1185-8638>

Нгуен Ван Дык,
аспирант,
Иркутский национальный исследовательский
технический университет,
664074, г. Иркутск, ул. Лермонтова, 83, Россия
✉ Vanduc021086@gmail.com

Свинин Валерий Михайлович,
д.т.н., профессор,
профессор кафедры технологии и оборудования
машиностроительных производств,
Иркутский национальный исследовательский
технический университет,
664074, г. Иркутск, ул. Лермонтова, 83, Россия
svinin_vm@mail.ru

Вулых Николай Валерьевич,
к.т.н., доцент,
доцент кафедры материаловедения
сварочных и аддитивных технологий,
Иркутский национальный исследовательский
технический университет,
664074, г. Иркутск, ул. Лермонтова, 83, Россия
vulix2011@yandex.ru
<https://orcid.org/0000-0002-2607-4302>

Димов Юрий Владимирович,
д.т.н., профессор,
профессор-консультант кафедры конструирования
и стандартизации в машиностроении,
Иркутский национальный исследовательский
технический университет,
664074, г. Иркутск, ул. Лермонтова, 83, Россия
dimov-ura@yandex.ru

Van Duc Nguyen,
Postgraduate Student,
Irkutsk National Research Technical University,
83, Lermontov St., Irkutsk 664074, Russia
✉ Vanduc021086@gmail.com

Valery M. Svinin,
Dr. Sci. (Eng.), Professor,
Professor of the Department of Technology and
Equipment of Machine-Building Industries,
Irkutsk National Research Technical University
83, Lermontov St., Irkutsk 664074, Russia
svinin_vm@mail.ru

Nikolay V. Vulykh,
Cand. Sci. (Eng.), Associate Professor,
Associate Professor of the Department of
Materials Science, Welding and Additive Technologies,
Irkutsk National Research Technical University,
83 Lermontov St., Irkutsk 664074, Russia
vulix2011@yandex.ru
<https://orcid.org/0000-0002-2607-4302>

Yury V. Dimov,
Dr. Sci. (Eng.), Professor,
Consulting Professor of the Department
of Mechanical Engineering
Design and Standardization,
Irkutsk National Research Technical University,
83, Lermontov St., Irkutsk 664074, Russia
dimov-ura@yandex.ru

Заявленный вклад авторов

Все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Все авторы прочитали и одобрили окончательный вариант рукописи.

Информация о статье

Статья поступила в редакцию 24.06.2025 г.; одобрена после рецензирования 01.08.2025 г.; принята к публикации 10.08.2025 г.

Authors' contribution

The authors contributed equally to this article.

Conflict of interests

The authors declare no conflict of interests.

The final manuscript has been read and approved by all the co-authors.

Information about the article

The article was submitted 24.06.2025; approved after reviewing 01.08.2025; accepted for publication 10.08.2025.