

Исследование температурного поля, формирующегося в процессе фрезерования с применением ультразвуковых колебаний, при различных режимах обработки

Унянин Александр Николаевич^{*1}, доктор технических наук, профессор,
профессор кафедры «Инновационные технологии в машиностроении»

Чуднов Александр Владимирович, аспирант

Димухаметов Илназ Зеферович, аспирант

Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск (Россия)

*E-mail: a_un@mail.ru

¹ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5557-4197>

Поступила в редакцию 14.04.2025

Пересмотрена 05.06.2025

Принята к публикации 18.06.2025

Аннотация: Исследования температурного поля процесса фрезерования с наложением ультразвуковых колебаний (УЗК) при различных отношениях амплитуды колебаний к глубине внедрения зуба в заготовку позволяют прогнозировать эффективность процесса фрезерования с УЗК при различных режимах обработки. Цель исследования – разработка физических и математических моделей процесса фрезерования с наложением УЗК, позволяющих установить влияние УЗК на эффективность процесса фрезерования при различных отношениях амплитуды колебаний к глубине внедрения зуба. Приняты во внимание три источника тепловыделения: в области деформирования (стружкообразования) и в зонах контакта стружки с режущей пластиной (зубом фрезы) и пластины с заготовкой. Разработаны модели теплообмена, учитывающие, в частности, изменение граничных условий на поверхностях режущей пластины и заготовки при наложении УЗК. Когда пластина находится в контакте с заготовкой, в заготовку, стружку и зуб фрезы направлены тепловые потоки, а условия теплового взаимодействия в пределах зон контакта пластины со стружкой и заготовкой описываются граничными условиями 2-го рода. Когда пластина при наложении УЗК выходит из контакта с заготовкой и процесс стружкообразования прекращается, то на всех поверхностях зуба (пластины) и заготовки, контактирующих с окружающей средой (смазочно-охлаждающей жидкостью или воздухом), конвективный теплообмен описывается законом Ньютона – Рихмана (граничные условия 3-го рода). Приведены результаты численного моделирования, подтвердившие предположение, что эффект от применения УЗК выше при больших значениях отношения амплитуды УЗК к глубине внедрения зуба в заготовку.

Ключевые слова: ультразвук; колебания; фрезерование; теплообмен; численное моделирование.

Благодарности: Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 24-2900206, <https://rscf.ru/project/24-29-00206/>.

Для цитирования: Унянин А.Н., Чуднов А.В., Димухаметов И.З. Исследование температурного поля, формирующегося в процессе фрезерования с применением ультразвуковых колебаний, при различных режимах обработки // Frontier Materials & Technologies. 2025. № 3. С. 91–100. DOI: 10.18323/2782-4039-2025-3-73-7.

ВВЕДЕНИЕ

Высокие температуры, сопровождающие большинство процессов механической обработки, оказывают существенное влияние на многие физические процессы, происходящие в зоне обработки. Температура поверхностных слоев заготовки влияет на структурно-фазовый состав ее материала [1], остаточные напряжения, формируемые в поверхностном слое обработанной детали [2], и микротвердость этого слоя. На обработанных поверхностях заготовок из материалов, имеющих низкие температуры разложения и плавления, в частности пластмасс, появляются дефекты. Установлено, что пластмассы в процессе механической обработки легко пластически деформируются вследствие нагрева [3]. В работе [4] подтверждается, что из-за низкой температуры плавления пластмассы склонны к нежелательной пластической деформации при механической обработке и к образованию заусенцев.

Температура поверхностей инструмента, контактирующих с заготовкой и стружкой, влияет на интенсив-

ность изнашивания, период стойкости и прочность инструмента, т. е. на его работоспособность [5]. Поэтому исследования закономерностей формирования температурных полей процессов механической обработки и умение управлять ими необходимы для повышения производительности обработки и обеспечения качества обработанных деталей.

Эффективность процессов обработки резанием повышается при использовании колебаний, в том числе ультразвуковой частоты (УЗК), поскольку за счет их применения снижаются силы резания и температуры в зоне резания, что позволяет повысить производительность обработки при обеспечении требуемого качества деталей [6] или увеличить период стойкости режущего инструмента. Аналитические и экспериментальные исследования процессов механической обработки с применением УЗК показали возможность снизить за счет их применения силы резания (до двух раз) и температуры в зоне резания

при точении и растачивании [7], шлифовании [8] и зубофрезеровании [9].

Широко распространенным методом обработки является фрезерование цилиндрическими и концевыми фрезами. В процессе фрезерования толщина среза, приходящаяся на один зуб инструмента, изменяется в зависимости от положения зуба на траектории его контакта с заготовкой. Переменная толщина среза обуславливает изменение многих параметров процесса обработки, в том числе сил резания и трения, мощностей и плотностей источников тепловыделения. Процесс нагрева зуба фрезы нестационарный. Зуб нагревается за короткий промежуток времени, пока контактирует с заготовкой, затем остывает. При моделировании этого процесса следует учитывать также взаимное влияние тепловых источников от последовательно работающих зубьев. Экспериментальные исследования, свидетельствующие о повышении эффективности процесса фрезерования с применением УЗК, выполнены, в частности, при обработке заготовок нежестких деталей [10] и заготовок из коррозионностойких сталей [11].

Результаты численного моделирования температурного поля процесса фрезерования с применением УЗК, выполненного на основе аналитического исследования этого процесса, приведены в работе [12] при варьировании шага зубьев фрезы и в работе [13] при варьировании теплопроводности материала фрезы. Однако эти результаты получены при отношениях амплитуды колебаний A к максимальной глубине внедрения зуба фрезы (режущей пластины) в заготовку a_{mmax} , при которых зуб не выходит из контакта с заготовкой, при этом в различные моменты времени контакта при обработке с УЗК глубина внедрения зуба может быть как больше, так и меньше глубины, реализуемой при обработке без колебаний (рис. 1 а). Когда значения этих параметров отличаются незначительно или амплитуда A превышает значение a_{mmax} , на отдельных участках траектории контакта с заготовкой зуб выходит из контакта (рис. 1 б). При использовании в процессе резания УЗК снижение тепловой и силовой напряженности обеспечивается за счет изменения кинематических параметров процесса резания, снижения коэффициентов трения в зоне резания [7] и изменения механических характеристик

материала заготовки [14]. В период выхода зуба из контакта с заготовкой силы резания и трения, мощности и плотности источников тепловыделения равны нулю, поэтому при увеличении отношения амплитуды УЗК A к глубине внедрения зуба в заготовку эффект от изменения кинематики процесса обработки должен быть выше. Однако для расчета температурного поля этого процесса необходимо разработать соответствующие физические и математические модели. Эти модели должны учитывать, в частности, что граничные условия на поверхностях режущей пластины (зуба фрезы) и заготовки изменяются при наложении УЗК, если пластина выходит из контакта с заготовкой. Когда режущая пластина контактирует с заготовкой, то в заготовку, стружку и пластину (зуб фрезы) направлены тепловые потоки, т. е. условия теплового взаимодействия в пределах зон контакта пластины со стружкой и заготовкой описываются граничными условиями 2-го рода. Когда пластина фрезы выходит из контакта с заготовкой и процесс стружкообразования прекращается, тепловые потоки исчезают и на всех поверхностях пластины и заготовки, контактирующих с окружающей средой (смазочно-охлаждающей жидкостью (СОЖ) или воздухом), а конвективный теплообмен выражается законом Ньютона – Рихмана (граничные условия 3-го рода).

Цель исследования – разработка физических и математических моделей процесса фрезерования с наложением ультразвуковых колебаний (УЗК), позволяющих установить влияние колебаний на эффективность процесса фрезерования при различных отношениях амплитуды колебаний к глубине внедрения зуба в заготовку.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЯ

При теплофизическом анализе процессов резания принимают во внимание, как правило, наличие трех источников тепловыделения [15]. Поэтому полагаем, что при фрезеровании теплота выделяется в области деформирования (стружкообразования) и в зонах контакта стружки с режущей пластиной (передней поверхностью зуба фрезы) и пластины (задней поверхности зуба) с заготовкой, где действуют силы трения. Исследования выпол-

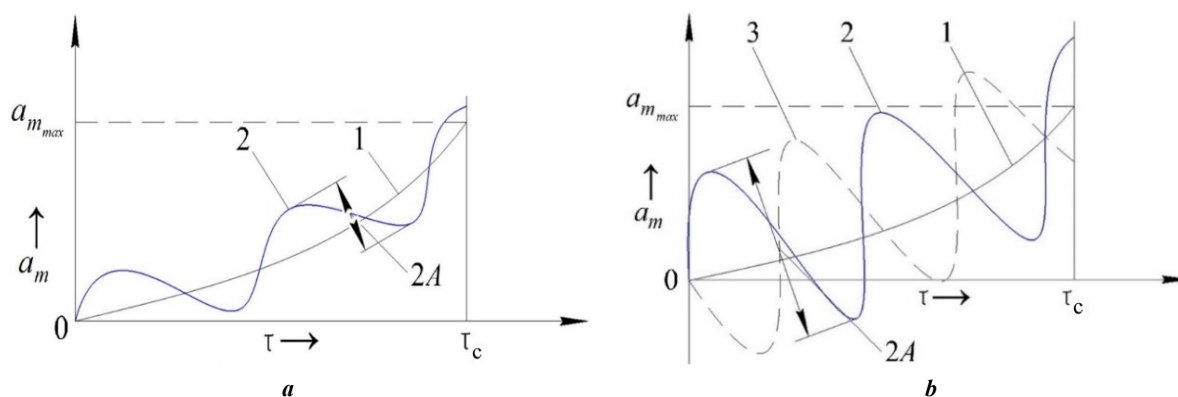


Рис. 1. Зависимость глубины внедрения зуба в заготовку a_m от времени контакта τ :

1 – без применения УЗК; 2 – с применением УЗК при сдвиге фазы $\varphi=0^\circ$;

3 – с применением УЗК при сдвиге фазы $\varphi=180^\circ$. а – $2A < a_{mmax}$; б – $2A = a_{mmax}$

Fig. 1. Dependence of the depth of tooth penetration into the blank a_m on the contact time τ :

1 – without the use of ultrasonic vibrations; 2 – with the use of ultrasonic vibrations at a phase shift of $\varphi=0^\circ$;

3 – with the use of ultrasonic vibrations at a phase shift of $\varphi=180^\circ$. а – $2A < a_{mmax}$; б – $2A = a_{mmax}$

нены для процесса встречного фрезерования цилиндрическими фрезами и периферией концевых фрез для случая, когда в плоскости, перпендикулярной оси фрезы, на траектории контакта находится один зуб (пластина). Термическое сопротивление в зонах контакта режущей пластины со стружкой и заготовкой не учитывается. Поэтому принято, что температура в любой точке в зонах соприкосновения этих объектов одинаковая.

Схема теплообмена приведена на рис. 2.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Мощности источников тепловыделения в зоне деформирования (стружкообразования) W_g и в зонах контакта режущей пластины со стружкой (W_{1T}) и заготовкой (W_{2T}) изменяются в зависимости от положения зуба на траектории контакта с заготовкой (времени контакта τ) и рассчитываются по зависимостям [16]:

$$W_g(\tau) = P_z(\tau) \cdot V - (W_{1T}(\tau) + W_{2T}(\tau));$$

$$W_{1T}(\tau) = F_1(\tau) \cdot V_1;$$

$$W_{2T}(\tau) = F_2(\tau) \cdot V,$$

где $P_z(\tau)$ – изменяющаяся на траектории контакта главная составляющая силы резания пластиной фрезы, Н;
 $F_1(\tau)$ и $F_2(\tau)$ – силы трения в зонах контакта пластины со стружкой и заготовкой соответственно, Н;
 V – скорость резания, м/с;

V_1 – скорость перемещения стружки относительно режущей пластины (передней поверхности зуба), м/с;
 $V_1 = V/k_c$, где k_c – коэффициент утолщения стружки;
 τ – время, с.

Для расчета главной составляющей силы $P_z(\tau)$ и сил трения $F_1(\tau)$ и $F_2(\tau)$ выполнили преобразование зависимостей [17], полученных при условии, что оценка разрушения материала заготовки производится на основе теории пластического течения («метод пластического течения»). Угол наклона стружечной канавки фрезы в расчетных зависимостях не принимается во внимание, поскольку зависимость силы $P_z(\tau)$ и сил трения от этого угла незначительная [18].

Зависимости для расчета сил:

$$P_z(\tau) = 1,155 \cdot \sigma_{st} \cdot u \cdot a_m(\tau) \cdot b \times \left(D \cdot \cos \gamma + \frac{k_c}{4u \cdot \cos \gamma} + \mu \cdot \sin \gamma + \frac{\mu_2 \cdot l_2(\tau)}{u \cdot a_m(\tau)} + \frac{k_c \cdot a_m(\tau)}{4u \cdot b \cdot \cos \gamma} \right);$$

$$D = \left[1 + \mu_1(1 - \operatorname{tg} \gamma) + \frac{(0,5 + \mu) \cdot u}{2k_c} \right];$$

$$F_1(\tau) = 1,155 \cdot \sigma_{st} \cdot u \cdot a_m(\tau) \cdot b \cdot \left(\mu + \frac{\mu_1(1 - \operatorname{tg} \gamma)}{\sin \gamma} \right);$$

$$F_2 = 1,155 \cdot \mu_2 \cdot \sigma_{st} \cdot l_2(\tau) \cdot b,$$

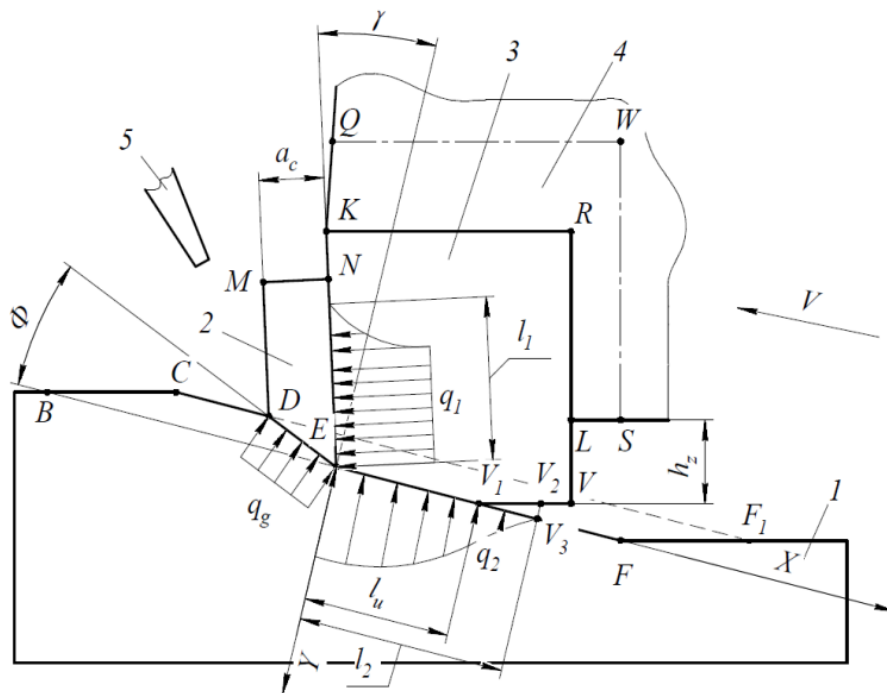


Рис. 2. Схема теплообмена в процессе встречного фрезерования:

1 – заготовка; 2 – стружка; 3 – режущая пластина;

4 – корпус фрезы; 5 – сопло для подачи СОЖ

Fig. 2. Diagram of heat transfer during cut-up milling:

1 – blank; 2 – chips; 3 – cutting plate; 4 – cutter body; 5 – cutting fluid supply nozzle

где σ_{st} – напряжение текучести материала заготовки в области деформирования, определяемое в зависимости от температуры в этой области, Па;

μ – коэффициент трения по напряжению текучести;

μ_1, μ_2 – коэффициенты трения стружки о пластину (переднюю поверхность зуба) и пластины (зуба) о заготовку;

γ – передний угол режущей пластины, град.;

l_2 – размер (длина) зоны контакта пластины с заготовкой, м;

u – коэффициент;

$a_m(\tau)$ – глубина внедрения пластины в заготовку в зависимости от времени контакта τ , м;

b – размер обрабатываемой поверхности в направлении, параллельном оси фрезы, м.

Для расчета параметра $a_m(\tau)$ предложена зависимость [16], аргументами которой являются: амплитуда УЗК в направлении, перпендикулярном обрабатываемой поверхности A_y ; частота колебаний f ; время контакта режущей пластины (зуба) с заготовкой τ ; глубина внедрения пластины в заготовку a , зависящая от подачи на зуб фрезы S_z и угла контакта пластины с заготовкой.

Длину зоны контакта l_2 можно определить по зависимости:

$$l_2 = l_u + \frac{h_u}{\operatorname{tg} \alpha},$$

где α – задний угол, град.;

l_u – размер площадки износа на пластине, м;

h_u – высота упругого поднятия материала заготовки [19]:

$$h_u = 1,155 \cdot \frac{\sigma_{sz}}{E_z} \cdot h \cdot B;$$

$$B = \sin^2 \gamma + \mu_1 \cdot (1 - \operatorname{tg} \gamma) + \frac{0,5 + \mu}{k_c} - \mu \cdot \sin 2\gamma,$$

где h – размер заготовки в направлении, перпендикулярном обрабатываемой поверхности, м;

σ_{sz} – напряжение текучести материала заготовки в области деформирования, Па;

E_z – модуль упругости материала обрабатываемой заготовки в зоне контакта пластины (зуба) с заготовкой, определяемый в зависимости от температуры в этой зоне, Па.

Размер площадки износа l_u связан с радиальным износом h_u зависимостью:

$$l_u = h_u \cdot (\operatorname{ctg} \alpha - \operatorname{tg} \gamma).$$

Поскольку параметры, являющиеся аргументами данной зависимости, в малой степени зависят от времени контакта τ зуба с заготовкой, считаем, что сила трения F_2 также не зависит от τ . Это предположение подтверждено результатами последующего численного моделирования.

Напряжение текучести материала заготовки в области деформирования σ_{st} рассчитывается по формуле [17] в зависимости от температуры T_d в этой области и температуры плавления $T_{пл}$ материала заготовки.

Плотность тепловыделения в зоне стружкообразования при равномерном законе распределения мощности источника тепловыделения [15]:

$$q_g(\tau) = \frac{W_g(\tau) \cdot \sin \Phi}{a_m \cdot b},$$

где Φ – угол сдвига, град.

Полагаем, что мощность источника тепловыделения в зоне контакта стружки с передней поверхностью зуба фрезы распределяется по комбинированному закону, представляющему собой комбинацию двух законов – равномерного и экспоненциального [15], а максимальная плотность теплового источника при таком законе:

$$q_{1T}(\tau) = \frac{1,5 \cdot W_{1T}(\tau)}{b \cdot l_1(\tau)}.$$

Размер зоны (длина) контакта режущей пластины со стружкой является переменной величиной на траектории контакта пластины с заготовкой и может быть определен по формуле, полученной преобразованием зависимости [20]:

$$l_1(\tau) = a_m(\tau) \cdot k_c^{0,1} \cdot [k_c \cdot (1 - \operatorname{tg} \gamma) + \sec \gamma].$$

Плотность тепловыделения в сечении, расположенном на расстоянии x_{u1} от сечения с максимальной плотностью тепловыделения:

$$q_{1T}(x_{u1}, \tau) = q_{1T}(\tau) \cdot \exp[-k_{01} \cdot x_{u1}],$$

где k_{01} – коэффициент, м^{-1} .

Плотность тепловыделения (максимальная) в зоне контакта пластины с заготовкой при несимметричном нормальном законе распределения мощности источника тепловыделения [15]:

$$q_{2T}(\tau) = \frac{2 \cdot W_{2T}(\tau) \cdot \sqrt{k_0}}{b \cdot \sqrt{\pi} \cdot \operatorname{erf}\left[l_2 \sqrt{k_0}\right]},$$

где k_0 – коэффициент;

erf – функция, зависящая от параметров k_0 и l_2 .

Плотность тепловыделения в сечении, расположенном на расстоянии x_u от сечения с максимальной плотностью тепловыделения [16]:

$$q_{2T}(x_u, \tau) = q_{2T}(\tau) \cdot \exp[-k_0 \cdot x_u^2].$$

При обработке фрезой, оснащенной сменной многогранной пластиной, уравнения теплопроводности для заготовки 1, стружки 2, пластины 3 и корпуса фрезы 4 (рис. 2) имеют вид:

$$\frac{\partial T_1}{\partial \tau} = \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\lambda_1}{c_1 \cdot \rho_1} \cdot \frac{\partial T_1}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\lambda_1}{c_1 \cdot \rho_1} \cdot \frac{\partial T_1}{\partial y} \right) \right] - V \cdot \frac{\partial T_1}{\partial x};$$

$$\frac{\partial T_2}{\partial \tau} = \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\lambda_1}{c_1 \cdot \rho_1} \cdot \frac{\partial T_2}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\lambda_1}{c_1 \cdot \rho_1} \cdot \frac{\partial T_2}{\partial y} \right) \right] -$$

$$- V_1 \cdot \cos \gamma \frac{\partial T_2}{\partial y} - V_1 \cdot \sin \gamma \frac{\partial T_2}{\partial x};$$

$$\frac{\partial T_3}{\partial \tau} = \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\lambda_3}{c_3 \cdot \rho_3} \cdot \frac{\partial T_3}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\lambda_3}{c_3 \cdot \rho_3} \cdot \frac{\partial T_3}{\partial y} \right) \right];$$

$$\frac{\partial T_4}{\partial \tau} = \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\lambda_4}{c_4 \cdot \rho_4} \cdot \frac{\partial T_4}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\lambda_4}{c_4 \cdot \rho_4} \cdot \frac{\partial T_4}{\partial y} \right) \right],$$

где $\lambda_1, \lambda_3, \lambda_4$ – коэффициенты теплопроводности материалов заготовки (стружки), режущей пластины и корпуса фрезы соответственно, Вт/(м·К); $c_1, c_3, c_4; \rho_1, \rho_3, \rho_4$ – теплоемкости (Дж/(кг·К)) и плотности (кг/м³) материалов этих объектов; T_1, T_2, T_3, T_4 – температуры заготовки, стружки, пластины и корпуса фрезы соответственно, К.

Полагаем, что теплофизические характеристики стружки равны соответствующим характеристикам заготовки ($c_2=c_1, \rho_2=\rho_1, \lambda_2=\lambda_1$).

При обработке фрезой без пластины теплофизические характеристики корпуса фрезы равны соответствующим характеристикам зуба фрезы ($c_4=c_3, \rho_4=\rho_3, \lambda_4=\lambda_3$), тогда последнее уравнение будет иметь вид:

$$\frac{\partial T_4}{\partial \tau} = \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\lambda_3}{c_3 \cdot \rho_3} \cdot \frac{\partial T_4}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\lambda_3}{c_3 \cdot \rho_3} \cdot \frac{\partial T_4}{\partial y} \right) \right].$$

Такая форма записи дифференциальных уравнений теплопроводности предполагает учет зависимости физических характеристик материалов заготовки, корпуса фрезы и пластины (зуба фрезы) от температуры.

Начальное условие: температура всех объектов в начальный момент времени $T(x, y, 0)=T_0$, где T_0 – температура окружающей среды (воздуха и/или СОЖ).

В пределах зоны контакта EV_3 заготовки 1 и пластины (зуба) 3 тепловое взаимодействие выражается граничным условием 2-го рода [16]:

$$\frac{\partial T_1}{\partial y} = -\frac{q'_{2T}(x_u)}{\lambda_1(T_1)}; \quad \frac{\partial T_3}{\partial y} = -\frac{q''_{2T}(x_u)}{\lambda_3(T_3)};$$

$$T_{1k} = T_{3k}; \quad q'_{2T}(x_u) + q''_{2T}(x_u) = q_{2T}(x_u),$$

где, $q'_{1T}(x_{u1}), q''_{1T}(x_{u1})$ – тепловые потоки, направленные в заготовку 1 и пластину (зуб фрезы) 3 соответственно на расстоянии x_u от сечения с максимальной плотностью тепловыделения, Вт/м²;

T_{1k}, T_{3k} – температуры на поверхностях заготовки 1 и пластины (зуба фрезы) 3 в пределах зоны их контакта, К.

Аналогичными граничными условиями 2-го рода можно выразить тепловое взаимодействие в пределах зоны контакта DE заготовки 1 со стружкой 2 и в пределах зоны контакта EN стружки 2 с пластиной (зубом) 3 на участке с максимальной плотностью тепловыделения.

Граничное условие 2-го рода в пределах зоны EN на участке с переменной плотностью тепловыделения:

$$\frac{\partial T_2}{\partial n} = -\frac{q'_{1T}(x_{u1})}{\lambda_1(T_2)}; \quad \frac{\partial T_3}{\partial n} = -\frac{q''_{1T}(x_{u1})}{\lambda_3(T_3)};$$

$$T_{2k1}(x_{u1}) = T_{3k1}(x_{u1}); \quad q'_{1T}(x_{u1}) + q''_{1T}(x_{u1}) = q_{1T}(x_{u1}),$$

где $q'_{1T}(x_{u1}), q''_{1T}(x_{u1})$ – тепловые потоки, направленные в стружку 2 и пластину (зуб фрезы) 3 соответственно на расстоянии x_{u1} от сечения с максимальной плотностью тепловыделения, Вт/м²;

$T_{2k1}(x_{u1}), T_{3k1}(x_{u1})$ – температуры на поверхностях стружки 2 и пластины (зуба фрезы) 3 в пределах зоны их контакта на расстоянии x_{u1} от сечения с максимальной плотностью тепловыделения, К.

Полагаем, что в сопряжении пластины 3 с корпусом фрезы 4 термическое сопротивление незначительно, поэтому температуры контактирующих поверхностей пластины T_{3k2} и корпуса T_{4k} равны (граничное условие 4-го рода): $T_{3k2}=T_{4k}$.

Теплоотдача от поверхностей участвующих в теплообмене объектов – режущей пластины, корпуса фрезы, стружки и заготовки, контактирующих с окружающей средой (СОЖ или воздухом), выражается законом Ньютона – Рихмана (граничные условия 3-го рода) [16]. Одним из аргументов зависимости, описывающей этот закон, является коэффициент теплоотдачи от поверхности. Коэффициенты теплоотдачи к окружающей среде (СОЖ и воздуху) зависят от температур этих поверхностей, которые заранее не известны. Поэтому, если выполнить предварительный расчет коэффициентов без учета реальных температур поверхностей, можно получить недостоверные результаты.

При решении аналогов дифференциальных уравнений теплопроводности численным методом конечных элементов расчет коэффициентов теплоотдачи выполняется параллельно с расчетом уравнений теплопроводности. При расчете этим методом время, в течение которого рассматривается процесс теплообмена, разбивается на конечные малые промежутки Δt . Температуры объектов, определенные в предыдущий момент времени, используются при расчете коэффициентов теплоотдачи в данный момент, а полученные значения коэффициентов используются при расчете температурного поля в последующий момент.

Если температура поверхности объекта, обменивающегося теплотой со смазочно-охлаждающей жидкостью (NK, V_2V и VL пластины (зуба), MD и MN стружки, CD, V_3F, BC и FF_1 заготовки, KQ и LS корпуса фрезы (рис. 2)), ниже температуры ее кипения, то коэффициент теплоотдачи в СОЖ

$$\alpha_g = \frac{Nu_f \cdot \lambda_{gf}}{\ell_x},$$

где Nu_f – критерий Нуссельта;

λ_{gf} – коэффициент теплопроводности СОЖ, Вт/(м·К);

ℓ_x – характерный размер поверхности, м.

В качестве характерного размера можно принять: для стружки – ее толщину a_c , для заготовки – размер траектории контакта FB пластины (зуба фрезы) с заготовкой, а для пластины (зуба фрезы) – размер h (рис. 2).

Критерий Nu_f рассчитывается по уравнению:

$$Nu_f = C \cdot Re_f^m \cdot Pr_f^n \cdot (Pr_f / Pr_w)^k,$$

где C, m, n, k – коэффициенты, значения которых определяются формой поверхности и режимом движения СОЖ (ламинарный, переходный, турбулентный); числа Прандтля Pr и Рейнольдса Re :

$$Pr_f = \frac{\mu_{gf} \cdot c_{gf}}{\lambda_{gf}};$$

$$Re_f = \frac{V_g \cdot \ell_x}{\nu_{gf}},$$

где μ_g – динамическая вязкость СОЖ, Па·с;
 c_g – удельная теплоемкость СОЖ, Дж/(кг·К);
 ν_g – кинематическая вязкость СОЖ, м²/с;

V_g – скорость движения СОЖ, которую при встречном фрезеровании можно рассчитать как

$$V_g = V_{g1} + V,$$

где V_{g1} – скорость истечения СОЖ из сопла, используемого для ее подачи, м/с.

Параметры, в обозначениях которых использован индекс f , определяют, ориентируясь на температуру, которую имеет СОЖ на выходе из сопла; если в обозначении параметра использован индекс w , то его определяют в зависимости от средней температуры соответствующей поверхности.

В большинстве случаев в зоне резания присутствует смесь СОЖ с воздухом, поэтому при расчетах используются приведенные коэффициенты теплоотдачи, зависящие от процентного содержания воздуха в воздушно-жидкостной смеси.

Если температура поверхности участвующего в теплообмене объекта превышает температуру кипения жидкости, в расчетах используют приведенный коэффициент теплоотдачи, значение которого зависит от коэффициента теплоотдачи при кипении СОЖ α_k .

Для расчета коэффициента α_k можно использовать уравнение

$$Nu_k = C_k \cdot Re_k^m \cdot Pr_k^{0,33},$$

где C_k и m – коэффициенты;

$$Nu_k = \alpha_k \cdot l_{x1} / \lambda_{g1};$$

$$Re_k = w_k \cdot l_{x1} / \nu_{g1};$$

$$Pr_k = \nu_{g1} / a_{g1},$$

где λ_{g1}, ν_{g1} – физические параметры СОЖ при температуре насыщения;

w_k – условная скорость кипения паров СОЖ, м/с;

a_{g1} – коэффициент температуропроводности СОЖ при температуре насыщения, м²/с;

ℓ_{x1} – характерный размер поверхности, температура которой превышает температуру насыщения СОЖ, м.

Коэффициент теплоотдачи к воздуху

$$\alpha_b = \frac{Nu_{bf} \cdot \lambda_{bf}}{\ell_x},$$

где λ_{bf} – коэффициент теплопроводности воздуха, Вт/(м·К);

Nu_{bf} – критерий Нуссельта, расчет которого производится по зависимостям, аналогичным для расчета Nu_f .

При наложении УЗК глубина внедрения пластины (зуба) в заготовку изменяется. Если амплитуда колебаний A_y превышает глубину внедрения пластины (зуба) в заготовку, то пластина может выйти из контакта с заготовкой. Во время отсутствия контакта поверхности зуба с заготовкой, на которые в процессе резания действовали вышеприведенные граничные условия 2-го рода, будет происходить обмен теплотой с окружающей средой (СОЖ или воздухом), и граничные условия изменятся.

Для поверхностей заготовки и зуба фрезы граничные условия 3-го рода примут вид:

$$-\lambda_1(T_1) \cdot \frac{\partial T_1}{\partial n} = \alpha_1 \cdot (T_{1f} - T_w);$$

$$-\lambda_3(T_3) \cdot \frac{\partial T_3}{\partial n} = \alpha_3 \cdot (T_{3f} - T_w),$$

где α_1 и α_3 – коэффициенты теплоотдачи в окружающую среду от поверхностей заготовки и пластины (зуба фрезы) соответственно, Вт/(м²·К);

T_w – температура окружающей среды (СОЖ или воздуха), К;

T_{1f}, T_{3f} – температура обтекаемой поверхности заготовки и пластины (зуба) соответственно, К.

Для решения уравнений теплопроводности участвующих в теплообмене объектов используется численный метод конечных элементов.

Получены дискретные аналоги дифференциальных уравнений теплопроводности исходя из того, что сумма всех входящих в рассматриваемый элемент и выходящих из него за промежуток времени Δt тепловых потоков равна изменению энтальпии этого элемента (конечного объема). Для обеспечения устойчивости численного решения дискретных аналогов дифференциальных уравнений теплопроводности получены выражения для расчета ограничений на шаг разностной сетки.

Температура деформируемого слоя используется в программе при расчете напряжения текучести материала заготовки в области стружкообразования.

Адекватность вышеприведенной методики расчета температурного поля оценивали путем сравнения расчетного значения средней температуры в поверхностном слое заготовки с результатами ее измерения полусинтетической термопарой. Различия между расчетными и экспериментальными значениями не превышает 12 %, что свидетельствует о возможности использования предложенной методики.

С использованием разработанного программного обеспечения моделировали процесс фрезерования заготовок из поликарбоната со скоростью резания $V=8$ м/с с применением УЗК частотой 18 600 Гц и амплитудой $A=10$ мкм. Имитировали наложение колебаний в направлении, перпендикулярном обрабатываемой поверхности заготовки.

Максимальная глубина внедрения зуба в заготовку зависит от элементов режима фрезерования – глубины резания t и подачи на зуб S_z . Следовательно, при фиксированной амплитуде УЗК различные отношения A/a_{max} могут быть достигнуты за счет варьирования этих элементов режима.

При обработке без УЗК с глубиной резания $t=0,5$ мм и подачи на зуб $S_z=0,12$ мм/зуб максимальная глубина внедрения зуба в заготовку составляет $a_{max}=36$ мкм, а при наложении УЗК отношение A/a_{max} составляет 0,27. В этом случае зуб выходит из контакта лишь в начальный период времени его контакта с заготовкой. При дальнейшем перемещении зуба по траектории контакта наложение колебаний приводит к изменению глубины внедрения зуба, причем как в сторону уменьшения, так и увеличения. Поэтому изменение кинематики процесса фрезерования за счет применения колебаний при малых значениях отношения A/a_{max} не оказывает заметного влияния на эффективность процесса.

При режиме $t=0,1$ мм и $S_z=0,05$ мм/зуб, когда при обработке без УЗК значение a_{max} равно 7,6 мкм, т. е. меньше амплитуды колебания, отношение A/a_{max} составляет 1,3. В этом случае при наложении колебания контакт зуба с заготовкой прерывается на протяжении всей траектории перемещения зуба относительно обрабатываемой поверхности. При обработке с УЗК в режиме, при котором отношение $A/a_{max}=1,3$, в сравнении с обработкой без применения колебаний сила P_z снизилась на 45 %, температуры в зонах контакта зуба со стружкой и заготовкой – на 15 %. При меньших отношениях A/a_{max} эти параметры снизились в меньшей степени.

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Разработанный комплекс математических моделей и зависимостей для расчета главной составляющей силы резания и температур при фрезеровании имеет следующие отличия от зависимостей, приведенных в работах [6; 15].

1. Учитывается изменение глубины внедрения зуба (режущей пластины) в заготовку при использовании УЗК.

2. Учитывается изменение граничных условий на поверхностях зуба и заготовки, если при использовании УЗК пластина выходит из контакта с заготовкой. В работе [6] теплоотдача от поверхностей участвующих в теплообмене объектов не учитывается.

3. Модели позволяют учесть зависимость теплофизических свойств объектов (фрезы, обрабатываемой заготовки и стружки) от температуры и влияние температуры деформируемого слоя материала заготовки на напряжения деформирования и силы резания отдельными зубьями фрезы.

Предложенная методика численного решения аналогов дифференциальных уравнений теплопроводности с общими граничными условиями в зоне контакта объ-

ектов позволяет определить плотности распределения тепловых потоков между контактирующими объектами (фрезой, стружкой и заготовкой).

Разработанная методика и программное обеспечение позволяют учесть влияние на температурное поле большего числа факторов, чем, например, в работе [6]: размеров заготовки и фрезы, в том числе углов зуба (режущей пластины); износа фрезы; теплофизических характеристик материалов заготовки и фрезы (режущей пластины); предела текучести материала заготовки; коэффициентов трения; элементов режима фрезерования (глубины резания, скорости резания и подачи); теплофизических характеристик внешней среды (СОЖ и воздуха); расхода СОЖ через сопло для его подачи; количества последовательно работающих зубьев фрезы и др., а также определить не только температуру в поверхностных слоях заготовки, но и температуры в зонах контакта зуба со стружкой и заготовкой и температуру стружки.

Подтвердилось предположение, что эффект от применения УЗК при фрезеровании выше при больших значениях отношения A/a_{max} . Ранее выполненными исследованиями установлено снижение сил резания при точении [7] и шлифовании [8] при увеличении амплитуды колебаний. В работе [9] отмечается, что эффективность от применения УЗК при зубофрезеровании увеличивается с увеличением амплитуды. Следовательно, результаты численного моделирования, свидетельствующие о снижении теплосиловой напряженности процесса фрезерования, коррелируются с исследованиями, выполненными при других методах обработки.

Одной из причин уменьшения сил и температур является изменение кинематических параметров процесса фрезерования с увеличением амплитуды УЗК, как это установлено и другими исследованиями [7; 9].

В настоящем исследовании установлено, что применение УЗК в процессе фрезерования приводит к снижению силы фрезерования в большей степени (на 45 %), чем температур (на 15 %). Полученный результат совпадает с исследованием [9], в котором также зафиксировано, что температуры снижаются в меньшей степени, чем силы резания.

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

1. Выполнены аналитические исследования температурного поля и разработано программное обеспечение, позволяющее установить влияние УЗК на параметры процесса фрезерования при различных отношениях амплитуды колебаний к глубине внедрения зуба в заготовку.

2. Установлено, что изменение кинематики процесса фрезерования с применением УЗК оказывает более существенное влияние на параметры процесса при режиме резания, обеспечивающем большее отношение амплитуды колебания к глубине внедрения.

3. Результаты исследований позволяют прогнозировать эффективность процесса фрезерования с УЗК при различных режимах обработки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Храмов А.В., Горшков М.Г., Нгуен Х.Т., Киселев Е.С. Повышение эффективности токарной обработки жаропрочных сплавов введением в зону резания энер-

- гии ультразвукового поля // Воронежский научно-технический вестник. 2023. Т. 2. № 2. С. 4–10. DOI: [10.34220/2311-8873-2023-4-10](https://doi.org/10.34220/2311-8873-2023-4-10).
2. Евдокимов Д.В., Скуратов Д.Л., Букатый А.С. Расчетное прогнозирование технологических остаточных деформаций лопаток ГТД на этапе конечного фрезерования // Известия Самарского научного центра РАН. 2022. Т. 24. № 1. С. 11–19. DOI: [10.37313/1990-5378-2022-24-1-11-19](https://doi.org/10.37313/1990-5378-2022-24-1-11-19).
 3. Alauddin M., Choudhury I.A., El Baradie M.A., Hashmi M.S.J. Plastics and their machining: A review // Journal of Materials Processing Technology. 1995. Vol. 54. № 1–4. P. 40–46. DOI: [10.1016/0924-0136\(95\)01917-0](https://doi.org/10.1016/0924-0136(95)01917-0).
 4. Jahan M.P., Ma Jianfeng, Hanson C., Chen Xingbang, Arbuckle G.K. Experimental and numerical investigation of cutting forces in micro-milling of polycarbonate glass // Machining Science and Technology. 2019. Vol. 24. № 3. P. 366–397. DOI: [10.1080/10910344.2019.1698608](https://doi.org/10.1080/10910344.2019.1698608).
 5. Duan Zhenjing, Li Changhe, Ding Wenfeng et al. Milling Force Model for Aviation Aluminum Alloy: Academic Insight and Perspective Analysis // Chinese Journal of Mechanical Engineering. 2021. Vol. 34. Article number 18. DOI: [10.1186/s10033-021-00536-9](https://doi.org/10.1186/s10033-021-00536-9).
 6. Безъязычный В.Ф. Тепловые процессы в технологии машиностроения // Справочник. Инженерный журнал. 2024. № 8. С. 38–48. DOI: [10.14489/hb.2024.08.pp.038-048](https://doi.org/10.14489/hb.2024.08.pp.038-048).
 7. Кумабэ Д. Вибрационное резание. М.: Машиностроение, 1985. 424 с.
 8. Унянин А.Н., Хазов А.В. Аналитическое исследование сил шлифования при наложении ультразвуковых колебаний с высокой амплитудой // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2022. Т. 24. № 1. С. 37–43. DOI: [10.37313/1990-5378-2022-24-1-37-43](https://doi.org/10.37313/1990-5378-2022-24-1-37-43).
 9. Агапов С.И., Прохвятилов А.С., Безруков Е.К., Потапов А.А. Особенности процесса ультразвуковой обработки // Известия Волгоградского государственного технического университета. 2019. № 8. С. 7–10. EDN: [CZJTYY](https://www.edn.ru/czjtyy).
 10. Киселев Е.С., Назаров М.В. Особенности технологии изготовления нежестких корпусных деталей. М.: РУСАЙНС, 2022. 218 с. EDN: [JUSXTL](https://www.edn.ru/jusxtl).
 11. Иванова Т.Н. Современные технологические приемы повышения эффективности механической обработки коррозионностойких сталей, работающих в агрессивных средах // Известия высших учебных заведений. Поволжский регион. Технические науки. 2024. № 4. С. 143–156. DOI: [10.21685/2072-3059-2024-4-12](https://doi.org/10.21685/2072-3059-2024-4-12).
 12. Unyanin A.N., Dimukhametov I.Z. Investigation of the Effect of Milling Cutter Tooth Spacing and Milling Mode Features on the Process of Machining Polycarbonate Workpieces Using Ultrasonic Vibrations // Russian Engineering Research. 2024. Vol. 44. № 9. P. 1317–1322. DOI: [10.3103/S1068798X24702010](https://doi.org/10.3103/S1068798X24702010).
 13. Unyanin A.N., Dimukhametov I.Z. Influence of Tool's Thermal Conductivity on Milling with Ultrasound // Russian Engineering Research. 2024. Vol. 44. № 11. P. 1598–1601. DOI: [10.3103/S1068798X24702617](https://doi.org/10.3103/S1068798X24702617).
 14. Вологин М.Ф., Калашников В.В., Нерубай М.С., Штриков Б.Л. Применение ультразвука и взрыва при обработке и сборке. М.: Машиностроение, 2002. 264 с.
 15. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. М.: Машиностроение, 1990. 288 с. EDN: [SCUAQX](https://www.edn.ru/scuaqx).
 16. Унянин А.Н., Димухаметов И.З. Исследование влияния износа фрезы и режима на параметры процесса фрезерования заготовок деталей из поликарбоната с применением ультразвуковых колебаний // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2024. Т. 26. № 3. С. 54–62. EDN: [CRNSBF](https://www.edn.ru/crnsbf).
 17. Воронцов А.Л., Султан-заде Н.М., Албагачиев А.Ю. Разработка новой теории резания. 9. Практические расчеты параметров резания при точении // Вестник машиностроения. 2008. № 9. С. 67–76. EDN: [JVNSAD](https://www.edn.ru/jvnсад).
 18. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. М.: Машиностроение, 1975. 344 с.
 19. Воронцов А.Л., Султан-заде Н.М., Албагачиев А.Ю. Разработка новой теории резания. 7. Математическое описание образования стружки разных видов, пульсации сил резания и параметров контакта обработанной поверхности заготовки с задней поверхностью резца // Вестник машиностроения. 2008. № 7. С. 56–60. EDN: [JVNRJF](https://www.edn.ru/jvnrfj).
 20. Воронцов А.Л., Султан-заде Н.М., Албагачиев А.Ю. Разработка новой теории резания. 6. Определение основных параметров процесса резания // Вестник машиностроения. 2008. № 6. С. 64–70. EDN: [JTDHZI](https://www.edn.ru/jtdhzi).

REFERENCES

1. Khramov A.V., Gorshkov M.G., Nguen Kh.T., Kiselev E.S. Improving the efficiency of turning heat-resistant alloys by introducing the energy of an ultrasonic field into the cutting zone. *Voronezh Scientific and technical Journal*, 2023, vol. 2, no. 2, pp. 4–10. DOI: [10.34220/2311-8873-2023-4-10](https://doi.org/10.34220/2311-8873-2023-4-10).
2. Evdokimov D.V., Skuratov D.L., Bukatyy A.S. Technological residual deformations prediction of GTE blades by numerical method after end milling. *Izvestia of Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences*, 2022, vol. 24, no. 1, pp. 11–19. DOI: [10.37313/1990-5378-2022-24-1-11-19](https://doi.org/10.37313/1990-5378-2022-24-1-11-19).
3. Alauddin M., Choudhury I.A., El Baradie M.A., Hashmi M.S.J. Plastics and their machining: A review. *Journal of Materials Processing Technology*, 1995, vol. 54, no. 1–4, pp. 40–46. DOI: [10.1016/0924-0136\(95\)01917-0](https://doi.org/10.1016/0924-0136(95)01917-0).
4. Jahan M.P., Ma Jianfeng, Hanson C., Chen Xingbang, Arbuckle G.K. Experimental and numerical investigation of cutting forces in micro-milling of polycarbonate glass. *Machining Science and Technology*, 2019, vol. 24, no. 3, pp. 366–397. DOI: [10.1080/10910344.2019.1698608](https://doi.org/10.1080/10910344.2019.1698608).
5. Duan Zhenjing, Li Changhe, Ding Wenfeng et al. Milling Force Model for Aviation Aluminum Alloy: Academic Insight and Perspective Analysis. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 2021, vol. 34, article number 18. DOI: [10.1186/s10033-021-00536-9](https://doi.org/10.1186/s10033-021-00536-9).
6. Bezyazychnyy V.F. The development of the research of thermal processes in mechanical engineering technology. *Spravochnik. Inzhenernyi zhurnal*, 2024, no. 8, pp. 38–48. DOI: [10.14489/hb.2024.08.pp.038-048](https://doi.org/10.14489/hb.2024.08.pp.038-048).
7. Kumabe D. *Vibratsionnoe rezanie* [Vibrating cutting]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1985. 424 p.

8. Unyanin A.N., Khazov A.V. Analytical study of grinding forces with the imposition of ultrasonic vibrations with high amplitude. *Izvestia of Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences*, 2022, vol. 24, no. 1, pp. 37–43. DOI: [10.37313/1990-5378-2022-24-1-37-43](https://doi.org/10.37313/1990-5378-2022-24-1-37-43).
9. Agapov S.I., Prokhvatilov A.S., Bezrukov E.K., Potapov A.A. Peculiarities of the process of ultrasonic vibration machining. *Izvestiya Volgogradskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*, 2019, no. 8, pp. 7–10. EDN: [CZJTYY](https://elibrary.ru/czjtyy).
10. Kiselev E.S., Nazarov M.V. *Osobennosti tekhnologii izgotovleniya nezhestkikh korpusnykh detaley* [Special aspects of the technology of manufacturing non-rigid body parts]. Moscow, RUSAYNS Publ., 2022. 218 p. EDN: [JUSXTL](https://elibrary.ru/jusxtl).
11. Ivanova T.N. Modern technological techniques improving the efficiency of mechanical processing corrosion-resistant steels, working in aggressive environments. *University proceedings. Volga region. Technical sciences*, 2024, no. 4, pp. 143–156. DOI: [10.21685/2072-3059-2024-4-12](https://doi.org/10.21685/2072-3059-2024-4-12).
12. Unyanin A.N., Dimukhametov I.Z. Investigation of the Effect of Milling Cutter Tooth Spacing and Milling Mode Features on the Process of Machining Polycarbonate Workpieces Using Ultrasonic Vibrations. *Russian Engineering Research*, 2024, vol. 44, no. 9, pp. 1317–1322. DOI: [10.3103/S1068798X24702010](https://doi.org/10.3103/S1068798X24702010).
13. Unyanin A.N., Dimukhametov I.Z. Influence of Tool's Thermal Conductivity on Milling with Ultrasound. *Russian Engineering Research*, 2024, vol. 44, no. 11, pp. 1598–1601. DOI: [10.3103/S1068798X24702617](https://doi.org/10.3103/S1068798X24702617).
14. Vologin M.F., Kalashnikov V.V., Nerubay M.S., Shtrikov B.L. *Primenenie ultrazvuka i vzryva pri obrabotke i sborke* [Application of ultrasonic vibrations and explosion when processing and assembling]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2002. 264 p.
15. Reznikov A.N., Reznikov L.A. *Teplovyie protsessy v tekhnologicheskikh sistemakh* [Thermal Processes in Technological Systems]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1990. 288 p. EDN: [SCUAQX](https://elibrary.ru/scuaqx).
16. Unyanin A.N., Dimukhametov I.Z. Study of the influence of cutter wear and mode on the parameters of the process of milling blanks of polycarbonate parts using ultrasonic vibrations. *Izvestia of Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences*, 2024, vol. 26, no. 3, pp. 54–62. EDN: [CRNSBF](https://elibrary.ru/crnbsf).
17. Vorontsov A.L., Sultan-Zade N.M., Albagachiev A.Yu. Development of a new theory of cutting. 9. Practical calculations of cutting parameters in turning. *Russian Engineering Research*, 2008, vol. 28, no. 9, pp. 878–888. DOI: [10.3103/S1068798X08090116](https://doi.org/10.3103/S1068798X08090116).
18. Bobrov V.F. *Osnovy teorii rezaniya metallov* [Fundamentals of metal cutting theory]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1975. 344 p.
19. Vorontsov A.L., Sultan-Zade N.M., Albagachiev A.Yu. Development of a new theory of cutting 7. Mathematical description of the formation of different chips, pulsation of the cutting force, and contact parameters of the machined billet surface and the rear cutter surface. *Russian Engineering Research*, 2008, vol. 28, no. 7, pp. 674–680. DOI: [10.3103/S1068798X08070101](https://doi.org/10.3103/S1068798X08070101).
20. Vorontsov A.L., Sultan-Zade N.M., Albagachiev A.Yu. Development of a new theory of cutting: 6. Determining the basic parameters of cutting. *Russian Engineering Research*, 2008, vol. 28, no. 6, pp. 571–578. DOI: [10.3103/S1068798X08060129](https://doi.org/10.3103/S1068798X08060129).

UDC 621.91

doi: 10.18323/2782-4039-2025-3-73-7

Study of the temperature field formed in the process of milling with the use of ultrasonic vibrations under various processing modes

Aleksandr N. Unyanin^{*1}, Doctor of Sciences (Engineering), Professor,
professor of Chair “Innovative Technologies in Machine Building”

Aleksandr V. Chudnov, postgraduate student

Il'naz Z. Dimukhametov, postgraduate student

Ulyanovsk State Technical University, Ulyanovsk (Russia)

^{*}E-mail: a_un@mail.ru

¹ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-5557-4197>

Received 14.04.2025

Revised 05.06.2025

Accepted 18.06.2025

Abstract: Study of the temperature field of the milling process with the imposition of ultrasonic vibrations (USV), under various ratios of the vibration amplitude to the depth of tooth penetration into the blank, will allow predicting the efficiency of the milling process with USV under various processing modes. The purpose of this study is to develop physical and mathematical models of the milling process with the imposition of USV, allowing identifying the influence of ultrasonic vibrations on the efficiency of the milling process under various ratios of the vibration amplitude to the depth of tooth penetration. Three sources of heat generation are considered: in the deformation (chip formation) area and in the zones of contact of the chip with the cutting plate (cutter tooth) and the plate with the blank. The authors have deve-

loped heat transfer models that take into account, in particular, the change in boundary conditions on the surfaces of the cutting plate and the blank under the USV imposition. When the plate is in contact with the blank, heat flows are directed to the blank, chips and cutter tooth, and the conditions of thermal interaction within the zones of contact of the plate with the chips and the blank are described by boundary conditions of the 2nd type. When the plate leaves the contact with the blank during the ultrasonic imposition and the chip formation process stops, then on all surfaces of the tooth (plate) and the blank that are in contact with the environment (cutting fluid or air), the convective heat transfer is described by the Newton–Richmann law (boundary conditions of the 3rd type). The results of numerical modelling are presented, confirming the assumption that the effect of using ultrasonic vibrations is higher at high values of the ratio of the ultrasonic vibration amplitude to the depth of tooth penetration into the blank.

Keywords: ultrasound; vibrations; milling; heat transfer; numerical modelling.

Acknowledgements: The study was supported by the Russian Science Foundation grant No. 24-2900206, <https://rscf.ru/project/24-29-00206/>.

For citation: Unyanin A.N., Chudnov A.V., Dimukhametov I.Z. Study of the temperature field formed in the process of milling with the use of ultrasonic vibrations under various processing modes. *Frontier Materials & Technologies*, 2025, no. 3, pp. 91–100. DOI: 10.18323/2782-4039-2025-3-73-7.