

Научноёмкие технологии в машиностроении. 2026. № 6 (180). С. 3-13.
Science intensive technologies in mechanical engineering. 2026. № 6 (180). P. 3-13.

Научная статья
УДК 621.923.7
doi: 10.30987/2223-4608-2026-6-3-13

Моделирование процесса термофрикционного резания металлов пилами трения

Сергей Михайлович Братан¹, д.т.н.
Николай Иванович Покинтелица², д.т.н.
Чингиз Февзиевич Якубов³, к.т.н.
Анастасия Сергеевна Часовитина⁴, к.т.н.
Михаил Игоревич Братан⁵, магистр

^{1, 2, 3, 4, 5} Севастопольский государственный университет, Севастополь, Россия

¹ bratan@mail.sevsu.ru, <https://orcid.org/0000-0002-9033-1174>

² nipokintelitsa@mail.sevsu.ru, <https://orcid.org/0000-0002-0277-9252>

³ yakubov_chingiz@mail.ru, <https://orcid.org/0000-0002-9483-8677>

⁴ aschasovitina@mail.sevsu.ru, <https://orcid.org/0000-0001-6800-9392>

⁵ mibratan@mail.sevsu.ru, <https://orcid.org/0009-0007-8699-354X>

Аннотация. Представлены результаты исследований, посвящённых процессам термофрикционной резки металлов пилами трения, применение которых существенно снижает затраты на приобретение инструмента, при этом повышая производительность обработки. Разработана методика определения напряжений в пиле трения, установлены зависимости между геометрическими параметрами инструмента и возникающими напряжениями, позволяющая оценивать период работоспособности инструмента. Анализ полученных температурных полей при обработке стали 45 и 12Х13 показал, что вследствие низкой теплопроводности коррозионностойких сталей в зоне резания и стружке наблюдается локализация теплоты, что увеличивает степень размягчения и разупрочнения металла. Построенные математические модели для анализа тепловых явлений в процессе резки, позволили проводить как качественную, так и количественную оценку тепловых потоков и температур в зоне резания. Металлографические исследования пил, имеющих цвета побежалости, показали, что их рабочая часть нагревалась до температуры выше критической, а высокая температура рабочей части пилы, в свою очередь, ведёт к ускорению её деформации. Кроме того, перегрев рабочей части ведёт к возникновению на её контуре больших напряжений сжатия, которые приводят к потере устойчивости плоской формы. Проведено исследование механизма износа пилы трения: выявлено, что при термофрикционной резке инструмент разогревается значительно меньше по сравнению с традиционными способами резки, ввиду контакта с более мягким материалом, что приводит к увеличению стойкости пилы в 2 – 3 раза.

Ключевые слова: термофрикционное резание, стойкость пилы, моделирование тепловых полей, пила трения, напряжения сжатия

Для цитирования: Братан С.М., Покинтелица Н.И., Якубов Ч.Ф., Часовитина А.С., Братан М.И. Моделирование процесса термофрикционного резания металлов пилами трения // Научноёмкие технологии в машиностроении. 2026. № 6 (180). С. 3–13. doi: 10.30987/2223-4608-2026-6-3-13

Process simulation for thermoclutch cutting with metal friction saws

Sergey M. Bratan¹, D. Eng.
Nikolai I. Pokintelitsa², D. Eng.
Chingiz F. Yakubov³, D. Eng.
Anastasia S Chasovitina⁴, D. Eng.
Mikhail I. Bratan⁵, Mgr.

^{1, 2, 3, 4, 5} Sevastopol State University, Sevastopol, Russia

¹ bratan@mail.sevsu.ru

² nipokintelitsa@mail.sevsu.ru

³ yakubov_chingiz@mail.ru

⁴ aschasovitina@mail.sevsu.ru

⁵ mibratan@mail.sevsu.ru

Abstract. Results of thermal friction cutting of metals using friction saws are presented, the use of which significantly reduces purchasing tools costs, in parallel increasing production efficiency. A method for determining stresses in the friction saw has been developed, and the dependencies between the geometric parameters of the tool and occurring stresses have been established, making the estimation of the tool uptime possible. Analysis of the obtained temperature fields during processing of 45 and 12Cr13 steel showed that due to the low thermal conductivity of corrosion-resistant steels, heat localization is observed in the cutting zone and chips, which increases the degree of softening and loss of strength of the metal. The constructed mathematical models for the analysis of thermal phenomena during the cutting process allowed for both qualitative and quantitative assessment of heat fluxes and temperatures in the cutting area. Metallographic studies of saws having oxidation tints proved that their working part heated up to a temperature above critical, and the high temperature of the working part of the saws, in turn, resulted in an acceleration of its deformation. In addition, overheating of the working part leads to the occurrence of high compression stresses on its geometrics, which results in a loss of stability of the flat shape. A study of the friction saw wear mechanism has been conducted: it has been revealed that during thermal friction cutting, the tool heats up significantly less compared to traditional cutting methods due to contact with a softer material, which leads to an increase in the resistance of the saw by 2 – 3 times.

Keywords: thermalclutch cutting, saw resistance, modeling of thermal fields, friction saws, compression stresses

For citation: Bratan S.M., Pokintelitsa N.I., Yakubov C.F., Chasovitina A.S., Bratan M.I. Process simulation for thermoclutch cutting with metal friction saws / Science intensive technology in mechanical engineering. 2026. № 6 (180). P. 3–13. doi: 10.30987/2223-4608-2026-6-3-13

Введение

В настоящее время из перспективных способов обработки металлов можно выделить процесс термофрикционного резания (ТФР) пилами трения с введением в зону обработки дополнительной электрической энергии [1 – 3]. Данный метод позволяет существенно снизить затраты на приобретение инструмента, повысить производительность обработки, и существенно увеличить стойкость инструмента [11, 12]. Однако, несмотря на вышеуказанные преимущества, процесс термофрикционной резки не получил широкого распространения в силу его недостаточной изученности. Известно, что при разрезке заготовок выделяется огромное количество тепла, процесс резания крайне нестабилен, что приводит к резкому

ухудшению показателей качества реза и снижению стойкости инструмента [4 – 9]. При этом отсутствуют рекомендации по назначению режимов резания. Применение эмпирических подходов для назначения режимов резки для различных материалов, дает лишь локальные успехи, и в целом не приводит к существенному экономическому выигрышу. На основании вышеизложенного можно сделать предположение о том, что существует нестационарная область оптимальных режимов, обеспечивающих наивысшую производительность обработки с заданным качеством поверхностного слоя изделия.

Для определения оптимальных режимов резания необходима разработка математических моделей, адекватно описывающих поведение технологической системы резки

различных материалов за период стойкости инструмента. Также необходимо разрешить ряд вопросов, связанных с напряжениями в теле инструмента, возникающими от центробежных сил, износа инструмента, и математическим описанием тепловых явлений, возникающих в зоне контакта дисковой пилы с поверхностью заготовки.

Моделирование напряжений и температурных деформаций

Для установления взаимосвязей между скоростью вращения пилы трения и напряжениями, возникающими в теле пилы, рассмотрим процесс термофрикционной резки на макроуровне, схема которого приведена на рис. 1.

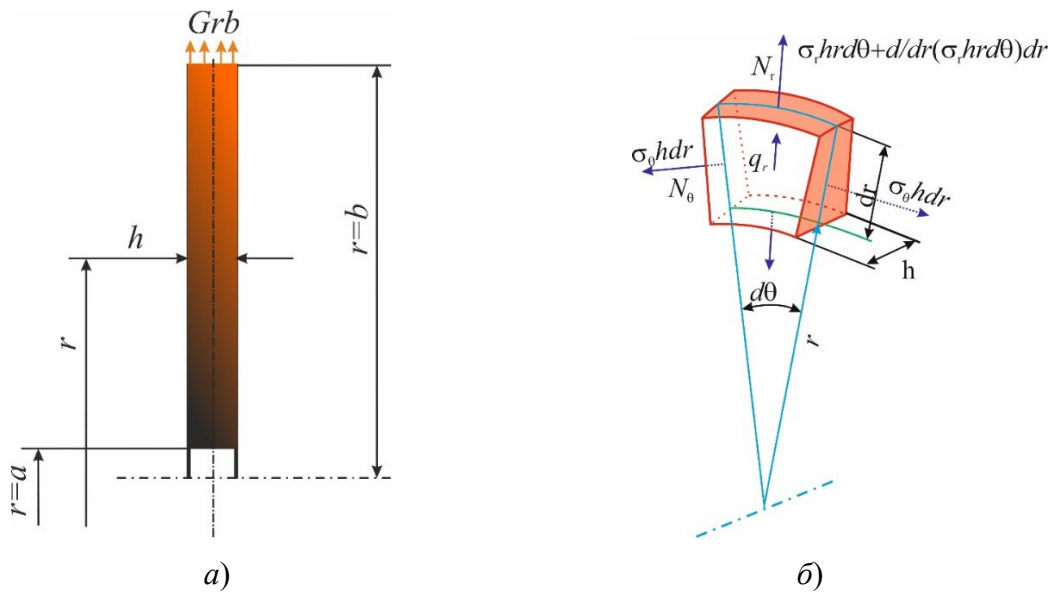


Рис. 1. Схема процесса ТФР пилой трения:
а – пила трения; б – элемент пилы трения

Fig. 1. Diagram of TFC process using a friction saw:
a – friction saw; b – friction saw element

Согласно рис. 1, а на элемент диска пилы действуют радиальные и окружные напряжения σ_r , σ_θ и объемные силы q_r .

Условия равновесия элемента пилы соответствуют уравнению

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r}{h} \cdot \frac{dh}{dr} + \frac{(\sigma_r - \sigma_\theta)}{r} + q_r = 0, \quad (1)$$

где h – толщина диска; r – радиус пилы трения. Обозначим смещение пилы трения в

радиальном направлении через u . Деформации элемента пилы в радиальном и окружном направлениях равны

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr}; \quad \varepsilon_\theta = \frac{u}{r}. \quad (2)$$

При условии упругого поведения материала пилы связь между напряжениями в теле пилы и ее деформациями определяется с помощью законов Гука [10].

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} (\sigma_r - \mu\sigma_\theta) + \alpha T = \frac{1}{Eh} (N_r - \mu N_\theta) + \alpha T, \quad (3)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{E} (\sigma_\theta - \mu\sigma_r) + \alpha T = \frac{1}{Eh} (N_\theta - \mu N_r) + \alpha T, \quad (4)$$

где μ – коэффициент Пуассона; E – модуль упругости при заданной начальной радиальной

ширине диска; h – толщина диска; α – коэффициент линейного расширения материала;

T – температура на данном радиусе пилы трения.

Из (3) и (4) получим выражения, моделирующие радиальные и окружные напряжения в элементе пилы трения

$$\sigma_{rb} = \frac{E}{1-\mu^2} \left(\frac{du}{dr} + \mu \frac{u}{r} \right) - \frac{\alpha TE}{1-\mu}, \quad (5)$$

$$\sigma_{ra} = \sigma_r(a) = \frac{E}{1-\mu^2} \left(\frac{u}{r} + \mu \frac{du}{dr} \right) - \frac{\alpha TE}{1-\mu}. \quad (6)$$

Известно, что $\varepsilon_r = \frac{d}{dr}(\varepsilon_\theta r)$, тогда с учетом (3) и (4) получим

$$\frac{d}{dr} \left(\frac{r}{E} [\sigma_\theta - \mu \sigma_r] + \alpha r T \right) = \frac{1}{E} [\sigma_r - \mu \sigma_\theta] + \alpha T. \quad (7)$$

Дифференциальное уравнение растяжения пилы трения в перемещениях получается в результате подстановки (5) и (6) в (1)

$$\frac{d^2 u}{dr^2} + \frac{d}{dr} \left(\ln \frac{rhE}{1-\mu^2} \right) \frac{du}{dr} + \left[\frac{\mu}{r} \frac{d}{dr} \left(\ln \frac{rhE}{1-\mu^2} \right) + \frac{d}{dr} \left(\frac{\mu}{r} \right) - \frac{1}{r^2} \right] u = f(r), \quad (8)$$

где $f(r) = (1 + \mu)\alpha T \frac{d}{dr} \left(\ln \frac{rhE}{1-\mu^2} \right) + \frac{d}{dr} [(1 + \mu)\alpha T] - \frac{(1+\mu)\alpha T}{r} - q_r \frac{1-\mu^2}{E}$.

$$\frac{d}{dr} \left(\ln \frac{rhE}{1-\mu^2} \right) = r^{-1} + h^{-1} \frac{dh}{dr} + E^{-1} \frac{dE}{dr} + \frac{2\mu}{1-\mu^2} \frac{d\mu}{dr}$$

где $q_r = \rho \omega^2 r$, ρ – плотность материала, из которого изготовлена пила трения, ω – угловая скорость вращения пилы трения.

Уравнение (8) с учетом граничных

условий $r = b$ и $r = a$ решается численными методами.

Для условий стационарного резания ($E = \text{const}$; $\mu = \text{const}$; $h = \text{const}$) вышеприведенная модель может быть существенно упрощена

$$\frac{d^2 u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{1}{r^2} u = (1 + \mu) \frac{d(\alpha T)}{dr} - \frac{(1-\mu^2)\rho \omega^2 r}{E}. \quad (9)$$

После решения (9) получим выражение

$$u_o(r) = \Psi_1 r + \Psi_2 \frac{1}{r}, \quad (10)$$

где Ψ_1, Ψ_2 – постоянные коэффициенты.

С учетом (10) общее решение дифференциального уравнения 2-го порядка с переменными коэффициентами (2) примет вид

$$u_1(r) = \Psi_1 u_1(r) + \Psi_2 u_2(r) + u(r). \quad (11)$$

Выражение (11) содержит неизвестное слагаемое $u(r)$, для его определения составим систему уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \Psi_1'(r)u_1(r) + \Psi_2'(r)u_2(r) &= 0; \\ \Psi_1'(r)u_1'(r) + \Psi_2'(r)u_2'(r) &= f(r) \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

где $\Psi_1 = \Psi_1(r), \Psi_2 = \Psi_2(r)$ – определяемые функции, $u_1(r) = r, u_2(r) = 1/r$.

Используя метод Лагранжа, запишем

$$u(r) = \left[\Psi_1 - \frac{1-\mu}{2E} \int_a^r q_r dr \right] r + \left[\Psi_2 + \frac{1-\mu^2}{2E} \int_a^r q_r r^2 dr + (1 + \mu) \int_a^r \alpha T r dr \right] \frac{1}{r}. \quad (13)$$

Подставляя функцию $u(r)$, и ее производную в уравнение (5) и (6) для окружных σ_θ

и радиальных σ_r напряжений, и произведя некоторые преобразования, получим

$$\sigma_{rb} = \sigma_r(b) = \Psi_1^* - \frac{\Psi_2^*}{b^2} - \frac{E}{b^2} \int_a^b \alpha T r dr - \frac{1}{2} \left(\frac{1-\mu}{b^2} \int_a^b q_r r^2 dr + (1 + \mu) \int_a^b q_r dr \right), \quad (14)$$

$$\sigma_{ra} = \sigma_r(a) = \Psi_1^* - \frac{\Psi_2^*}{a^2} = 0. \quad (15)$$

Из (14) и (15) получаем выражения для функций $\Psi_1 = \Psi_1(r)$, $\Psi_2 = \Psi_2(r)$ – определяемые функции

$$\Psi_1^* = \frac{\Psi_2^*}{a^2}, \Psi_2^* = \frac{a^2 b^2}{b^2 - a^2} \left[\frac{E}{b^2} \int_a^b \alpha T r dr + \frac{1}{2} \left(\frac{1-\mu}{b^2} \int_a^b q_r r^2 dr + (1+\mu) \int_a^b q_r dr \right) + \sigma_{rb} \right]. \quad (16)$$

После интегрирования (16) получим

$$\Psi_2^* = \sigma_{rb} \frac{a^2 b^2}{b^2 - a^2} + \frac{E a^2 b^2}{b^2 - a^2} \theta(b) + \frac{1-\mu}{8} a^2 \rho \omega^2 (b^2 + a^2) + a^2 b^2 \rho \omega^2 \frac{1+\mu}{4}, \quad (17)$$

$$\Psi_1^* = \sigma_{rb} \frac{b^2}{b^2 - a^2} + \frac{E b^2}{b^2 - a^2} \theta(b) + \frac{1-\mu}{8} \rho \omega^2 (b^2 + a^2) + \frac{1+\mu}{4} \rho \omega^2 b^2, \quad (18)$$

где $\theta(r) = \frac{1}{r^2} \int_a^b r \alpha T dr$ – напряжения от распределенной по текущему радиусу пилы температуры.

После подстановки (17), (18) в (14), (15) получим выражения для расчета:
– радиальных напряжений

$$\sigma_r(r) = \sigma_{rb} \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) + E \left(\theta(b) \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) - \theta(r) \right) + \frac{3+\mu}{8} \rho \omega^2 \left(b^2 + a^2 - r^2 - \frac{a^2 b^2}{r^2} \right); \quad (19)$$

– окружных напряжений

$$\sigma_\theta(r) = \sigma_{rb} \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) + E \left(\theta(b) \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) + \theta(r) - \alpha T \right) + \frac{3+\mu}{8} \rho \omega^2 \left(b^2 + a^2 + \frac{a^2 b^2}{r^2} - \frac{1+3\mu}{3+\mu} r^2 \right). \quad (20)$$

В работе [1] доказано, что при термофрикционной резке при введении в зону контакта дополнительной электрической энергии

температура диска от периферии к центру изменяется по показательному закону

$$\begin{cases} \theta(r) = \frac{\alpha \Delta T}{n+2} \left(\left(\frac{r}{b} \right)^n - \left(\frac{a}{b} \right)^n \cdot \left(\frac{a}{r} \right)^2 \right) \\ \theta(b) = \frac{\alpha \Delta T}{n+2} \left(1 - \left(\frac{a}{b} \right)^n \cdot \left(\frac{a}{b} \right)^2 \right) \end{cases}.$$

Тогда окончательно получим выражения для расчета:
– радиальных напряжений

$$\begin{aligned} \sigma_r(r) = & \sigma_{rb} \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) + \\ & + E \left(\theta(b) \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) - \frac{\alpha \Delta T}{n+2} \left(\left(\frac{r}{b} \right)^n - \left(\frac{a}{b} \right)^n \cdot \left(\frac{a}{r} \right)^2 \right) \right) + \\ & + \frac{3+\mu}{8} \rho \omega^2 \left(b^2 + a^2 - r^2 - \frac{a^2 b^2}{r^2} \right); \end{aligned} \quad (21)$$

– окружных напряжений

$$\begin{aligned} \sigma_{\theta}(r) = & \sigma_{rb} \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) + \\ & + E \left(\theta(b) \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) + \frac{\alpha \Delta T}{n + 2} \left(1 - \left(\frac{a}{b} \right)^n \cdot \left(\frac{a}{b} \right)^2 \right) - \alpha T \right) + \\ & + \frac{3+\mu}{8} \rho \omega^2 \left(b^2 + a^2 + \frac{a^2 b^2}{r^2} - \frac{1+3\mu}{3+\mu} r^2 \right). \end{aligned} \quad (22)$$

На рис. 2 приведены графики воздействия напряжений в пиле трения заданной толщины с центральным отверстием радиуса $r = a$. Кривые 1, 3 отражают зависимость напряжений от центробежных сил в радиальном и окружном направлениях; 2, 4 – от температуры, распределенной по радиусу, и сил в радиальном и окружном направлениях; 5, 6 – суммарные напряжения

Установленные закономерности позволяют оценивать работоспособность режущего инструмента, управлять его скоростными характеристиками, а также могут быть использованы при проектировании пил трения.

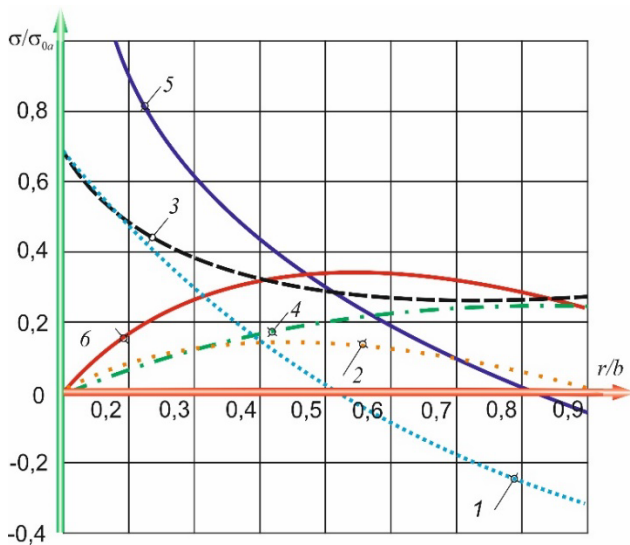


Рис. 2. Напряжения в пиле трения

Fig. 2. Tension in the friction saw

Описания тепловых процессов при ТФР

Для описания тепловых процессов при термофрикционной резке рассмотрим уравнение, моделирующее движение теплового источника в зоне контакта инструмента и заготовки [12]

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{\lambda}{C\gamma} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) + v \frac{d\theta}{dz}, \quad (23)$$

где v – параметр, характеризующий скорость перемещения теплового источника пилы трения, м/с; C – величина удельной теплоемкости, Дж/кг·К; γ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³; λ – коэффициент теплопроводности среды, Вт/м·К.

Для решения задачи построения математической модели тепловых явлений при термофрикционной обработке металлов резанием рассмотрим схему, приведенную на рис. 3.

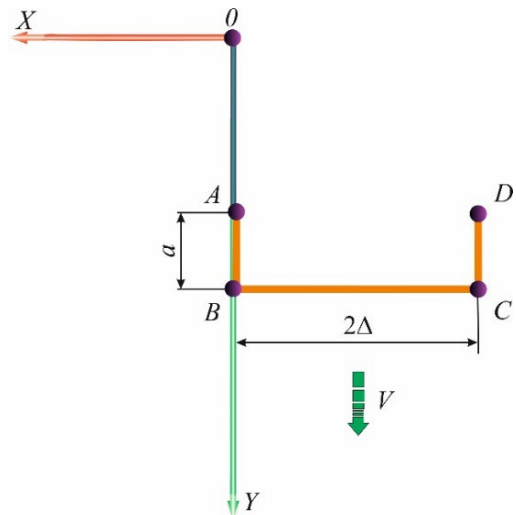


Рис. 3. Расчетная схема

Fig. 3. Calculation scheme

Источник в форме неполного прямоугольника движется в направлении оси OY со скоростью v .

Температурное поле есть суперпозиция трех полей, создаваемых отрезками AB , CD и BC . Пусть $\Theta_1(x, y)$ – поле от отрезка AB , тогда

$$d\Theta_1 = \frac{qdy'dt'}{C\gamma 4\pi a_1(t-t')} \cdot \exp\left\{-\frac{[(y-y') + v(t-t')]^2 + x^2}{4a_1(t-t')}\right\}; \quad (24)$$

$\Theta_2(x, y)$ – поле от отрезка CD

$$d\Theta_2 = \frac{qdy'dt'}{C\gamma 4\pi a_1(t-t')} \cdot \exp\left\{-\frac{[(y-y') + v(t-t')]^2 + (x+2\Delta)^2}{4a_1(t-t')}\right\}; \quad (25)$$

$\Theta_3(x, y)$ – поле от отрезка BC

$$d\Theta_3 = \frac{qdx'dt'}{C\gamma 4\pi a_1(t-t')} \cdot \exp\left\{-\frac{[y+v(t-t')]^2 + (x-x')^2}{4a_1(t-t')}\right\}; \quad (26)$$

$$\Theta_1(x, y) + \Theta_2(x, y) = \int_0^a \int_0^t d(\Theta_1 + \Theta_2),$$

$$\Theta_3(x, y) = \int_{-2\Delta}^0 \int_0^t d\Theta_3.$$

Используя полученные зависимости произведем расчет температурного поля в срезаемом слое и заготовке. Результаты расчета приведены в табл. 1.

1. Температурное поле в заготовке при ТФР

1. The temperature field in the workpiece under TFC

Y \ X	1,0	0	-1,0	-2,0	-3,0	-4,0	-5,0	-6,0	-7,0	-8,0
0,5	560 530	600 570							600 570	560 530
1,0	605 655	880 940							880 940	605 655
1,5	700 725	1220 1250	1200 1230	1190 1220	1180 1200	1180 1200	1190 1220	1200 1230	1220 1250	700 725
2,0	590 565	810 780	895 865	980 950	1020 990	1020 990	980 950	895 865	810 780	590 565
2,5	460 430	590 560	650 620	720 690	790 760	790 760	720 690	650 620	590 560	460 430
3,0	420 390	510 480	540 510	560 530	610 580	610 580	560 530	540 510	510 480	420 390

Примечание. Верхняя строка – сталь 45; нижняя – сталь 12X13.

По данным расчета построено температурное поле для заготовок из стали 45 (рис. 4).

Изучение температурных полей при обработке стали 45 и 12X13 показывает, что вследствие низкой теплопроводности коррозионностойких сталей в зоне резания и стружке наблюдается локализация теплоты, что увеличивает степень размягчения и разупрочнения металла.

Полученные математические модели

позволяют дать не только качественную, но и количественную оценку тепловых потоков и температур, возникающих в зоне резания, что позволяет обеспечить заданное качество поверхностного слоя обработанного изделия.

Металлографические исследования пил, имеющих цвета побежалости, показали, что их рабочая часть нагревалась до температуры выше критической. Высокая температура рабочей части пилы ведёт к ускорению её

деформации. Кроме того, перегрев рабочей части ведёт к возникновению на контуре диска больших напряжений сжатия, которые приводят к потере устойчивости формы.

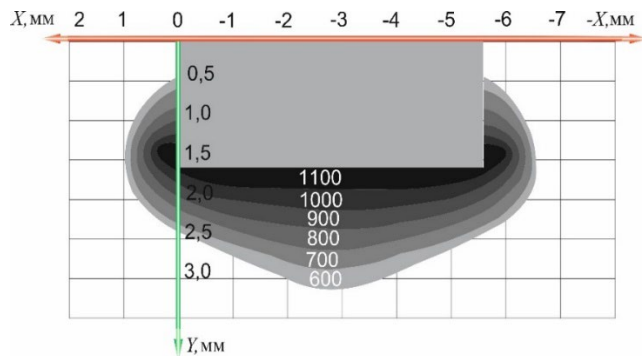


Рис. 4. Температурное поле в заготовке при термофрикционной разрезке металла:

$b = 7 \text{ мм}$; $v_D = 15 \text{ м/с}$; $v_z = 6,7 \cdot 10^{-4} \text{ м/с}$; $L_K = 11 \text{ мм}$

Fig. 4. Temperature field in the workpiece during thermoclutch metal cutting:

$b = 7 \text{ mm}$; $v_D = 15 \text{ m/s}$; $v_z = 6,7 \cdot 10^{-4} \text{ m/s}$; $L_K = 11 \text{ mm}$

При вращении пилы трения режущие кромки пилы перемещаются вдоль зоны контакта (отрезок ABC) рис. 5.

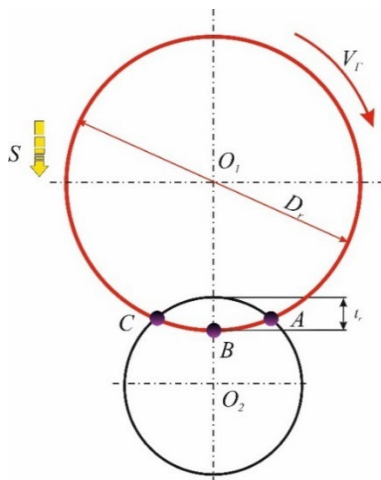


Рис. 5. Траектория движения точки режущей кромки и пилы трения

Fig. 5. Trajectory of the point of the cutting edge of the friction saw

Режущие кромки, находящиеся в зоне контакта, изнашиваются, кромки, находящиеся вне зоны, охлаждаются за счет внешней среды и не подвержены износу.

При обработке металлов резанием в стадии установившегося износа обычно принимается, что размерный износ инструмента

пропорционален интенсивности относительного износа h_0 и пути резания $L_{рез}$.

Для установившегося процесса резки пилой трения за время τ , зависимость для расчета износа можно записать в виде

$$\Delta R = \frac{v_r \cdot L_K \cdot h_0 \cdot \tau}{\pi D_r}, \quad (27)$$

где v_r – окружная скорость пилы трения, м/с; L_K – длина пути резания точки режущей кромки за один её оборот (отрезок ABC), м; h_0 – средняя интенсивность износа на отрезке ABC, м/с; D_r – диаметр инструмента, м (рис. 5).

Длина пути резания точки режущей кромки за один её оборот рассчитывается по известной зависимости

$$L_K = \sqrt{t_r \cdot D_r}, \quad (28)$$

где t_r – глубина резания.

Значение величины интенсивности относительного износа h_0 зависит от марки инструментального материала и обрабатываемой детали [1]

$$h_0 = K \left(\frac{P_{yr}}{H_g} \right), \quad (29)$$

где P_{yr} – средняя интенсивность нормального давления, Н/с; H_g – микротвердость материала инструмента; K – коэффициент пропорциональности, зависящий от материала заготовки.

Микротвердость материала инструмента является функцией температуры в зоне контакта, которая, в свою очередь, зависит от режимов обработки [1]

$$H_g = A_1 e^{-\alpha_1 T_{max}} \quad (30)$$

где T_{max} – максимальная температура в зоне резания; A_1 и α_1 – эмпирические коэффициенты.

После подстановки (28), (29), (30) в (27) получим

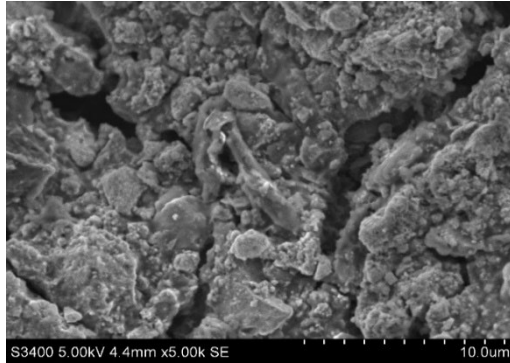
$$\Delta R = \frac{v_r \cdot \sqrt{t_r \cdot D_r} \cdot K P_{yr} \cdot \tau}{\pi D_r A_1 e^{-\alpha_1 T_{max}}}. \quad (31)$$

Из выражения (31) получим зависимость для расчета стойкости пилы трения, функционально связанную с режимами

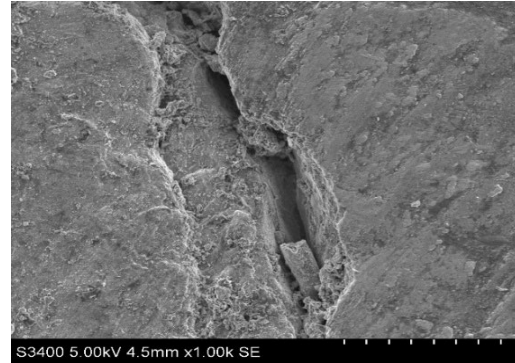
резания, силовыми и тепловыми характеристиками процесса резки

$$T = \frac{\pi \Delta R D_r A_1 e^{-\alpha_1 T_{max}}}{v_r \cdot \sqrt{t_r} \cdot D_r \cdot K P_{yr}} \quad (32)$$

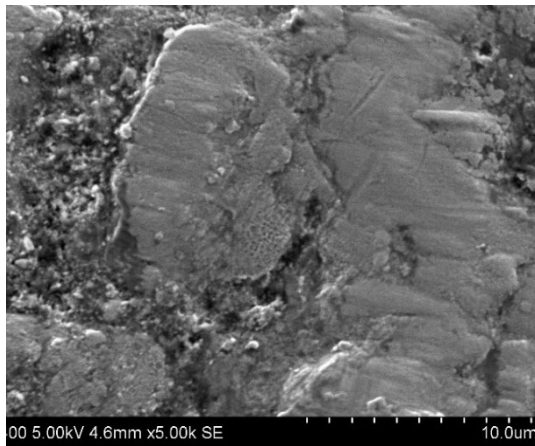
На рис. 6, а – в представлены фотографии участков передней поверхности пилы трения, на рис. 6, г – график зависимости износа пилы трения от скорости резания и подачи заготовки.



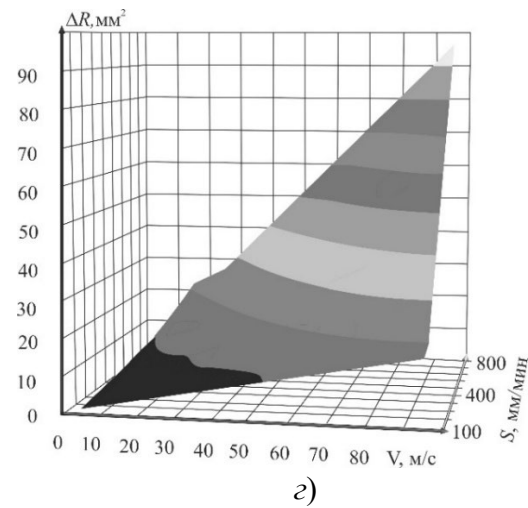
а)



б)



в)



г)

Рис. 6. Износ режущей части после резки проката из стали 20

Fig. 6. Wear of the cutting part after pipe rolling 20

У пилы трения круговая режущая кромка вращается со скоростью резания $v_r = 10 \dots 80$ м/с. При длительной работе пилы трения происходит увеличение радиуса округления круговых режущих кромок пилы до 1...2 мм и образование круговой поверхности износа.

С увеличением скорости резания и, следовательно, температуры большие пластические деформации и схватывание в зоне контакта в значительной степени способствуют взаимной диффузии материала пилы и

обрабатываемого материала. Превалирующим в этом диапазоне скоростей является диффузионный износ, интенсивность которого увеличивается при повышении скорости обработки.

Зависимость износа пилы трения от скорости подачи заготовок можно условно разделить на две зоны. В первой зоне износ происходит менее интенсивно и носит в основном адгезионный характер. С увеличением температуры в зоне обработки начинается интенсивный диффузионный износ – вторая зона.

Установлено, что при термофрикционной обработке пилой трения из стали 65Г в ряде случаев наблюдается схватывание и перенос материала с заготовки на пилу. При визуальном изучении обработанной поверхности стали четко видно наличие многочисленных дефектов. Получение высокого качества обработанной поверхности в этом случае затруднительно. Поэтому, хотя стали 50Г и 50 имеют меньшую износостойкость, однако их применение в качестве материала для изготовления дисковых пил трения позволяет получить более низкую шероховатости обработанной поверхности. Для практического использования следует рекомендовать именно эти типы марок сталей.

Заключение

1. Получены зависимости, устанавливающие взаимосвязи между геометрическими параметрами пилы трения и напряжениями, возникающими в теле пилы трения, что позволяет получать оценки о периоде работоспособности инструмента.

2. Построены математические модели, позволяющие осуществлять оценку тепловых явлений в процессе резки заготовок пилами трения. Полученные математические модели позволяют дать не только качественную, но и количественную оценку тепловых потоков и температур, возникающих в зоне резания, что позволяет обеспечить заданное качество поверхностного слоя обработанного изделия.

3. Исследован механизм износа пилы трения при термофрикционной разрезке. Анализ результатов показал, что под действием сил трения и высоких контактных напряжений материал заготовки и инструмента разогревается. Установлено, что в отличие от традиционного способа резки инструмент разогревается значительно меньше, так как контактирует с более мягким материалом, при этом стойкость пилы возрастает в 2 – 3 раза. Результаты исследований можно использовать для прогнозирования интенсивности износа дисковых пил трения при термофрикционной разрезке металлов.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. **Насад Т.Г.** Высокоскоростная обработка труднообрабатываемых материалов с дополнительными потоками энергии в зоне резания. Саратов: Изд-во Саратовского ГТУ, 2002. 110 с.

2. **Sherov K.** The investigation and improvement of the hardness of the clad surface by thermal friction milling methods // International Journal of Mechanical Engineering and Robotics Research. 2022. Vol. 11. Iss. 10. P. 784–792.

3. **Банников А.И., Банников А.А., Курченко А.И., Дятлов Н.А.** Повышение эффективности термофрикционной резки трубопроката // СТИН. 2010. № 10 С. 34–37.

4. **Sipos K.** Surface martensite white layer produced by adhesive sliding wear friction in AISI 1065 steel // Rev Lati-noam Metal Mater. 2008. Vol. 28. Iss. 1. P. 46–50.

5. **Покинтелица Н.И., Стреляная Ю.О., Братан М.И.** Пластическое деформирование при термофрикционной обработке материалов // Ученые записки Крымского инженерно-педагогического университета. 2022. № 3 (77). С. 188–190. DOI: 10.34771/UZCEPU.2022.77.3.036

6. **Покинтелица Н.И., Братан С.М., Часовитина А.С., Якубов Ч.Ф.** Повышение качества обработки на операциях термофрикционного резания за счет оптимальной стохастической диагностики и управления съемом припуска // Научно-технические проблемы машиностроения. 2025. № 8 (170). С. 21–30. DOI 10.30987/2223-4608-2025-8-21-30.

7. **Покинтелица Н.И., Братан М.И.** Особенности контактного взаимодействия инструмента и заготовки в зоне термофрикционного резания сталей // Вестник современных технологий, 2022. № 3. (27). С. 37–43.

8. **Болотов А.Н., Горлов В.И.** Восстановление изношенных поверхностей методом пластического деформирования // Механика и физика трения. 2002. С. 39–43.

9. **Буфеев В.А.** О механофрикционном эффекте и силе внешнего трения // Трение и износ. 2000. Т. 21. № 5. С. 474–480.

10. **Васин С.А.** Резание материалов: термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 448 с.

11. **Папшева Н.Д., Александров М.К., Акушская О.М.** Тепловые явления при поверхностном пластическом деформировании // Изв. Самарского научного центра РАН. 2010. Т. 12. № 4 (3). С. 682–685.

12. **Якубов Ч.Ф., Покинтелица Н.И., Братан С.М., Часовитина А.С.** Моделирование процессов теплопередачи при термофрикционном резании в заготовках из конструкционных сталей // Научно-технические проблемы машиностроения. 2024. № 10 (160). С. 19–26.

REFERENCES

1. Nasad T.G. High-speed processing of difficult-to-cut materials with additional energy flows in the cutting zone. Saratov : Izdatelstvo Saratovskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta, 2002. 110 p.
2. Sherov K. The investigation and improvement of the hardness of the clad surface by thermal friction milling methods // International Journal of Mechanical Engineering and Robotics Research. 2022. Vol. 11. Iss. 10. P. 784–792.
3. Bannikov A.I., Bannikov A.A., Kurchenko A.I., Dyatlov N.A. Increasing the efficiency of thermo-friction cutting of rolled pipes// STIN. 2010. No. 10 pp. 34–37.
4. Sipos K. Surface martensite white layer produced by adhesive sliding wear friction in AISI 1065 steel // Rev Latinoam Metal Mater. 2008. Vol. 28. Iss. 1. P. 46–50.
5. Pokintelitsa N.I., Strelyanaya Yu.O., Bratan M.I. Plastic deformation during thermofriction processing of materials. Scientific notes of the Crimean Engineering Pedagogical University. 2022. No. 3(77), pp. 188–191. DOI:10.34771/UZCEPU.2022.77.3.036
6. Pokintelitsa N.I., Bratan S.M., Chasovitina A.S., Yakubov Ch.F. Improving the quality of machining in thermal friction cutting operations due to optimal stochastic diagnostics and control of allowance removal // Science-intensive technologies in mechanical engineering. 2025. No. 8 (170). pp. 21–30. DOI 10.30987/2223-4608-2025-8-21-30.
7. Pokintelitsa N.I., Bratan M.I. Features of contact interaction between the tool and workpiece in the zone of thermofriction cutting of steels // Bulletin of Modern Technologies, 2022. No. 3. (27). pp. 37–43.
8. Bolotov A.N., Gorlov V.I. Restoration of worn surfaces by plastic deformation // Mechanics and physics of frictional contact. Intercollegiate proc., Issue 9. Tver: TSTU. 2002. pp. 39–43.
9. Bufehev V.A. The mechanical friction effect and the force of external friction // Friction and wear. 2000. Vol. 21. No. 5. pp. 474–480.
10. Vasin S.A. Cutting of materials: a thermomechanical approach to the system of interrelations in cutting. Moscow: Publishing House of Bauman Moscow State Technical University, 2001. 448 p.
11. Papsheva N.D., Alexandrov M.K., Akushskaya O.M. Thermal phenomena at surface plastic deformation // Publishing House of the Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences. 2010. Vol. 12. No. 4 (3). pp. 682–685.
12. Yakubov Ch.F., Pokintelitsa N.I., Bratan S.M., Chasovitina A.S. Modeling of heat transfer operation within thermal friction cutting for constructional steel workpieces // Science-intensive technologies in mechanical engineering. 2024. No. 10 (160). pp. 19–26.

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.
Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Contribution of the authors: the authors contributed equally to this article.
The authors declare no conflicts of interests.

Статья поступила в редакцию 20.01.2026; одобрена после рецензирования 25.02.2026; принята к публикации 12.04.2026.

The article was submitted 20.01.2026; approved after reviewing 25.02.2026; assepted for publication 12.04.2026.