

Наукоёмкие технологии в машиностроении. 2026. № 3 (177). С. 28-38.  
Science intensive technologies in mechanical engineering. 2026. № 3 (177). P. 28-38.

Научная статья  
УДК 621.923.7  
doi: 10.30987/2223-4608-2026-3-28-38

## Моделирование процесса полирования алюминиевых заготовок в программном обеспечении LS-DYNA

Дмитрий Владимирович Моисеев<sup>1</sup>, д.т.н.  
Андрей Владимирович Пахалюк<sup>2</sup>, аспирант  
Татьяна Валерьевна Стадник<sup>3</sup>, к.т.н.

<sup>1, 2, 3</sup> Севастопольский государственный университет, Севастополь, Россия

<sup>1</sup> dvmoiseev@sevsu.ru, <https://orcid.org/0000-0002-2612-2968>

<sup>2</sup> for\_3d@mail.ru, <https://orcid.org/0009-0005-0349-7889>

<sup>3</sup> stadnik@mail.sevsu.ru, <https://orcid.org/0000-0002-3664-6028>

**Аннотация.** В статье представлено моделирование процесса полировки алюминиевых заготовок с использованием одиночного абразивного зерна в форме усечённого конуса и эллипсоида методом конечных элементов в программном комплексе LS-DYNA. Исследуется материал заготовки – алюминиевый сплав 6061-T6, для которого применена модель Джонсона-Кука с учётом закона разрушения и уравнения состояния Грюнайзена. В расчётах получены зависимости результирующей силы, а также энергии скольжения и пластической деформации, на основе которых определена температура в зоне контакта. Параметры оценивались по скорости зерна (5...50 м/с), глубине проникновения (0,001...0,004 мм) и коэффициенту трения (0,1...0,3), с анализом шероховатости поверхности после обработки. Модель учитывает трёхмерную геометрию зерна (высота  $H_c = 0,02$  мм, радиус  $R_c = 0,01$  мм), свойства абразива ( $Al_2O_3$  как жёсткое тело) и контакт с алгоритмом `ERODING_SURFACE_TO_SURFACE`. Параметры Johnson-Cook:  $A = 324$  МПа,  $B = 114$  МПа,  $n = 0,42$  и др., с EOS для учёта волн давления. Постобработка в `d3plot` позволила визуализировать распределение напряжений, энергий и температуры (до 460 °C при  $v = 5$  м/с). Полученные графики показывают рост результирующей силы и энергий с увеличением скорости и глубины проникновения; для эллипсоидного зерна наблюдается более равномерное распределение нагрузок по сравнению с коническим. Вычисленная температура растёт линейно с энергией, что критично для контроля термических эффектов. Шероховатость поверхности коррелирует с параметрами:  $Ra \sim 10^{-4} \dots 10^{-3}$  мм в зависимости от режима. Изучение механизма резания при полировке одиночным зерном позволяет оптимизировать режимы для повышения качества поверхности и рациональных параметров процесса, снижая износ инструмента и энергозатраты. Полученные результаты применимы для разработки технологий финишной обработки алюминиевых деталей в машиностроении при более рациональных параметрах.

**Ключевые слова:** LS-DYNA, моделирование полирования, модель Джонсона-Кука, уравнение состояния Грюнайзена, эллипсоидное и конусное зерно

**Для цитирования:** Моисеев Д.В., Пахалюк А.В., Стадник Т.В. Моделирование процесса полирования алюминиевых заготовок в программном обеспечении LS-DYNA // Наукоёмкие технологии в машиностроении. 2026. № 3 (177). С. 23–31. doi: 10.30987/2223-4608-2026-3-23-31

## Simulation of the abrasive finishing process for aluminum blanks in LS-DYNA software

Dmitry V. Moiseev<sup>1</sup>, D. Eng.  
Andrey V. Pakhalyuk<sup>2</sup>, postgraduate student  
Tatiana V. Stadnik<sup>3</sup>, Ph.D Eng.  
<sup>1,2,3</sup> Sevastopol State University, Sevastopol, Russia  
<sup>1</sup> dvmoiseev@sevsu.ru  
<sup>2</sup> for\_3d@mail.ru  
<sup>3</sup> stadnik@mail.sevsu.ru

**Abstract.** The article presents a simulation of the abrasive finishing process for aluminum blanks using a single abrasive grain in the form of a truncated cone and an ellipsoid through the finite element method in the LS-DYNA software package. The material of the billet is aluminum alloy 6061-T6, for which the Johnson-Cook model is applied, taking into account the law of fracture and the Gruneisen state equation. The calculations show the dependences of the resultant force, as well as the sliding energy and plastic deformation, on the basis of which the temperature in the contact zone is determined. The parameters were evaluated by grain speed (5...50 m/s), penetration depth (0,001...0,004 mm) and coefficient of friction (0,1...0,3), with analysis of surface roughness after finishing. Simulation methods. The model takes into account the three-dimensional geometry of the grain (height  $H_c = 0,02$  mm, radius  $R_c = 0,01$  mm), the properties of the abrasive ( $Al_2O_3$  as a rigid body) and contact with the ERODING SURFACE TO SURFACE algorithm. Johnson-Cook Parameters:  $A = 324$  MPa,  $B = 114$  MPa,  $n = 0,42$ , etc., with EOS to account for pressure waves. Post-processing in d3plot made it possible to visualize the distribution of stresses, energies, and temperatures (up to 460 °C at  $v = 5$  m/s). The graphs obtained show an increase in the resultant force and energies with increasing penetration speed and depth; for ellipsoidal grains, a more uniform load distribution is observed compared to a conical one. The calculated temperature increases linearly with energy, which is critical for controlling thermal effects. The surface roughness correlates with the parameters:  $R_a \sim 10^{-4} \dots 10^{-3}$  mm, depending on the mode. Studying the cutting mechanism during single grain finishing allows optimizing the modes to improve surface quality and rational process parameters, reducing tool wear and energy consumption. The results obtained are applicable to the development of finishing technologies for aluminum parts in mechanical engineering with more rational parameters.

**Keywords:** LS-DYNA, abrasive finishing simulation, Johnson-Cook model, Gruneisen state equation, ellipsoidal and conical grain

**For citation:** Moiseev D.V., Pakhalyuk A.V., Stadnik T.V. Simulation of the abrasive finishing process for aluminum blanks in LS-DYNA software / Science intensive technologies in mechanical engineering. 2026. № 3 (177). P. 28–38. doi: 10.30987/2223-4608-2026-3-28-38

### Введение

Переход к рыночным отношениям в экономике выдвинул на передний план проблемы, связанные с выпуском конкурентоспособной продукции в машиностроении и приборостроении. «Потребителям необходима продукция, характеристики которой удовлетворяли бы их запросы и ожидания» [1 – 3]. Высокий уровень требований к современным машинам и приборам обусловил ряд проблем, связанных с созданием высокопроизводительных технологических процессов, обеспечивающих изготовление деталей с заданными параметрами качества. Параметры качества определяют функциональную пригодность деталей (возможность собираемости в сборочные единицы, узлы и агрегаты, обеспечение герметичности стыков и др.), их эксплуатационные

характеристики (усталостную прочность, коррозионную стойкость, износостойкость, контактную жесткость и др.). Окончательно такие параметры формируются на финишных операциях, в числе которых особое место принадлежит процессу полирования.

Анализ современных исследований в области финишной обработки позволяет сделать заключение о возрастании потребности в производстве полированных длинномерных алюминиевых труб, и других цилиндрических заготовок. Наиболее эффективным методом окончательной обработки таких изделий является ленточное полирование [4]. Широкое внедрение в производство данного метода сдерживается отсутствием четких методик обработки вышеуказанных материалов.

Для разработки методик управления процессом необходимы модели, которые могут

быть получены посредством проведения конечно-элементного моделирования. Это достигается посредством проведения конечно-элементного моделирования, например, в программном обеспечении LS-DYNA.

Например, в работе [5] для авторов стояла задача показать в расчете, главным образом, возможность использования удобной формулировки метода конечных элементов – метода гидродинамики гладких частиц (SPH). В работе [6] проведено конечно-элементное исследование режущих свойств одиночного зерна в форме традиционного усеченного конуса и конуса со сферической режущей кромкой, которое выполнялось на стальной заготовке. Но свойства алюминиевых сплавов по пластичности и разрушению сильно отличаются от свойств стали и, поэтому, полученные в работе выводы не могут напрямую использоваться для их учета при обработке сплавов полированием и требуют соответствующей проверки и корректировки. В исследовании [7] как раз проведено изучение свойств алюминиевого сплава А357 при различной скорости его резки с применением конечно-элементного анализа, но при резке резцом, имеющим различную форму для определения момента появления стружки.

### Материалы и методы

Ввиду малых размеров зерна для моделирования процесса использованы размерности: мм, грамм, миллисекунда (мс), °С, МПа). Форму зерен генерировали усечённым конусом с размерами по высоте  $H_c = 0,02$  мм, большим радиусом  $R_c = 0,01$  мм и малым радиусом  $r_c = 0,0025$  мм и половиной эллипсоида с размерами  $a = 0,01$  мм (большая полуось),

$r = 0,01$  мм (радиус закругления),  $b = 0,00625$  мм (малая полуось), что характерно для инструмента с зернистостью P500...P1200. Зерно моделировалось абсолютно твердым телом (\*MAT\_RIGID) с механическими свойствами, характерными  $Al_2O_3$ .

В качестве материала заготовки использован широко распространенный алюминиевый сплав 6061-T6 (плотность  $\rho = 0,0027$  г/мм<sup>3</sup>; модуль упругости  $E = 68,9$  ГПа; коэффициент Пуассона  $\nu = 0,33$ ; температура плавления  $T_m = 650$  °С; удельная теплоемкость  $C_m = 896$  мДж/(г · °С)).

При полировании алюминия происходит локальный нагрев в зоне контакта абразива с поверхностью. Модель нагрева реализована в LS-DYNA как \*MAT\_JOHNSON\_COOK (JC) и имеет следующий общий вид [7]

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

где  $\sigma$  – эффективное напряжение;  $\varepsilon_p$  – эффективная пластическая деформация;  $\dot{\varepsilon}_p$  и  $\dot{\varepsilon}_0$  – эффективная и опорная скорости деформации;  $A$ ,  $T$ ,  $T_r$  и  $T_m$  – текущая, комнатная температуры и температура плавления. Для указанного сплава значения параметров определены в [9]:  $A$  – начальный предел текучести;  $B$  – коэффициент упрочнения;  $n$  – показатель степени упрочнения;  $C$  – коэффициент чувствительности к скорости деформации;  $m$  – показатель степени термического разупрочнения. Образование стружки моделировалось с использованием закона разрушения модели Джонсона-Кука. В этом законе деформации, скорости деформации и температуры учитываются, как в уравнении (2)

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] \left[ 1 + D_4 \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[ 1 + D_5 \left( \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right], \quad (2)$$

где  $\sigma^*$  – отношение гидростатического давления к эквивалентному напряжению, а коэффициенты определяют собой:  $D_1$  – начальную деформацию до разрушения;  $D_2$  – влияние трехосности напряжений;  $D_3$  – чувствительность к трехосности напряжений;  $D_4$  – чувствительность к скорости деформации;  $D_5$  – чувствительность к температуре при разрушении.

Затем допускается возникновение разрушения, когда параметр повреждения  $D$ , определяемый уравнением (3), достигает единицы ( $D = 1,0$ ), и поэтому все соответствующие частицы исключаются из вычислений

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_f}. \quad (3)$$

В LS-DYNA модель \*MAT\_JOHNSON\_COOK описывает только девиаторную (сдвиговую) часть напряжений и термозависимую пластичность, но не задает уравнение состояния (EOS) для

гидростатического давления; поэтому для корректного расчета полного тензора напряжений рассчитывали гидростатическую составляющую девиаторных напряжений для сжатия, используя уравнение Грюнайзена (4) [10]

$$p = \frac{\rho_0 C^2 \mu \left[ 1 + \left( 1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \mu - \frac{a}{2} \mu^2 \right]}{\left[ 1 - (S_1 - 1) \mu - S_2 \left( \frac{\mu^2}{1 + \mu} \right) - S_2 \left( \frac{\mu^2}{(1 + \mu)^2} \right) \right]^2} + (\gamma_0 + \alpha \mu) E_0, \quad (4)$$

для растяжения (5):

$$p = \rho_0 C^2 \mu + (\gamma_0 + \alpha \mu) E_0, \quad (5)$$

коэффициент сжатия равен (6):

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1, \quad (6)$$

где  $p$  – давление;  $\rho_0$  – опорная плотность,  $C$  – скорость звука в материале,  $\gamma_0$  – гамма

Грюнайзена, значения  $S_i$  – константы наклона, характерные для конкретного материала,  $\alpha$  – поправочный коэффициент объема,  $E_0$  – модуль упругости при растяжении.

Константы прочности и повреждения модели Джонсона-Кука, рассмотренные в достигнутых результатах моделирования и входящие в уравнения (1 – 3), представлены в табл. 1 [6]. А коэффициенты, входящие в уравнение Грюнайзена (4 – 6), указаны в табл. 2 [10, 11].

### 1. Константы Джонсона-Кука для алюминиевого сплава 6061-T6 [9]

#### 1. Johnson-Cook constants for aluminum alloy 6061-T6 [9]

$A$ , МПа	$B$ , МПа	$n$	$C$	$m$	$D_1$	$D_2$	$D_3$	$D_4$	$D_5$
324	114	0,42	0,002	1,34	- 0,77	1,45	- 0,47	0,0	1,6

### 2. Коэффициенты уравнения Грюнайзена для алюминиевого сплава 6061-T6 [10, 11]

#### 2. Coefficients of the Gruneisen equation for aluminum alloy 6061-T6 [10, 11]

$C$ , м/с	$S_1$	$S_2$	$\gamma_0$	$\alpha$
5330	1,338	0	1,97	0,48

Контактное взаимодействие зерна и заготовки моделировалось контактом CONTACT\_ERODING\_SURFACE\_TO\_SURFACE. Размеры элементов сетки для обеспечения точности решения принимались таким образом, чтобы в плоскости контакта зерна и заготовки у зерна было не менее 7 элементов, а у заготовки – 10 элементов.

#### Результаты и обсуждение

Результаты решения задачи в LS-DYNA записываются в файл d3post. Для исследования были выбраны параметры:

1. Результирующая сила (resultant force)

– полная контактная сила, действующая между зерном и заготовкой (суммарный векторный результат нормальной и касательной составляющих по всем активным контактным точкам в данном контакте). Показывает мгновенное «усилие контакта» между зерном и заготовкой, интегрированное по всей контактной зоне, т.е. является модулем силы полирования в виде

$$\sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2}.$$

2. Полная энергия (total energy) – это энергия, накопленная в данном контакте, т.е. суммарная работа контактных сил

(нормальных + касательных) за время расчёта. Включает вклад как от нормальной составляющей (вдавливание / упруго-пластическая деформация), так и от трения (скольжение).

3. Энергия скольжения (sliding energy) – это энергия, связанная только с касательной составляющей контактной силы, то есть работа сил трения при относительном скольжении поверхностей. Для задач полирования именно она наиболее тесно коррелирует с тепловыделением в поверхностном слое, интенсивностью износа зерна и качеством обработанной поверхности.

4. Энергия на заготовке (slave energy) – эта величина относится к «подчинённой» (заготовка) стороне контакта и показывает, какая часть контактной работы отнесена к этой стороне.

Для оценки этих параметров были выполнены расчеты и получены диаграммы их изменения в зависимости от скорости скольжения зерна и глубины его внедрения для зерна в форме усеченного конуса и полуэллипсоида. В расчетах принят коэффициент трения 0,3 как для сухого полирования. В качестве примера кривая результирующей силы полирования для конусного зерна при скорости движения 5 м/с и глубине внедрения 0,001 мм, взаимодействующей между зерном и заготовкой, представлена на рис. 1, из которого видно, что на графике силы контакта в процессе полирования наблюдаются впадины из-за образования зазора при разрушении и удалении элементов. На рис. 2 показаны диаграммы изменения среднего значения результирующей силы в зависимости от скорости движения зерна и глубины его внедрения для зерна в форме усеченного конуса и полуэллипсоида, а на рис. 3, 4, 5 представлены аналогично диаграммы полной энергии, энергии скольжения и энергии на заготовке. Также важным показателем может служить отношение энергии скольжения к полной энергии, по которому можно оценить долю тепла именно от трения, т.е. ее вклад в полную энергию. На рис. 6 это показано для двух представленных форм зерна в зависимости от скорости движения зерна и глубины его внедрения.

Анализ рис. 2 показывает, что с ростом скорости движения зерна интенсивность возрастания результирующей силы для эллипсоида при глубине внедрения от 0,002 мм и выше является большей величиной, особенно при приближении к 50 м/с, чем для усеченного конуса.

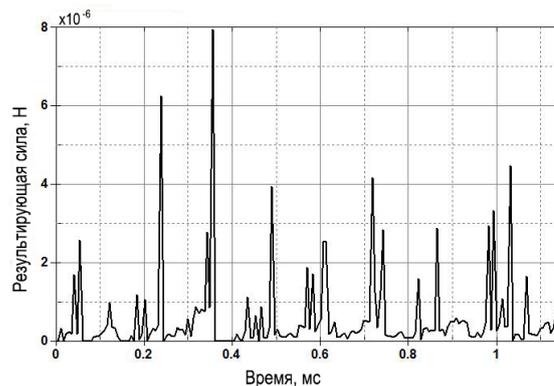


Рис. 1. График результирующей силы для конусного зерна при скорости движения 5 м/с и глубине 0,001 мм

Fig. 1. Graph of the resultant force for a cone grain at a speed of 5 m/s and a depth of 0,001 mm

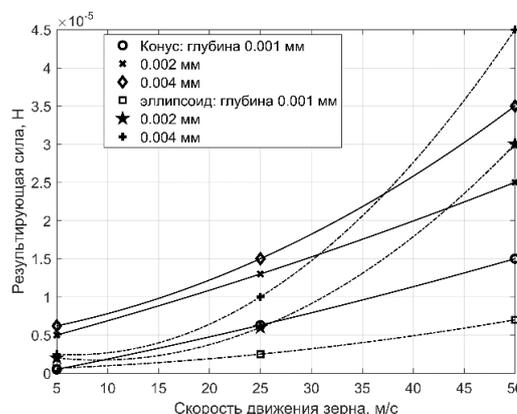


Рис. 2. Диаграммы среднего значения результирующей силы для двух форм зерна при различных углублениях и скоростях движения

Fig. 2. Diagrams of the average value of the resultant force for two grain shapes at different deepening and speeds of movement

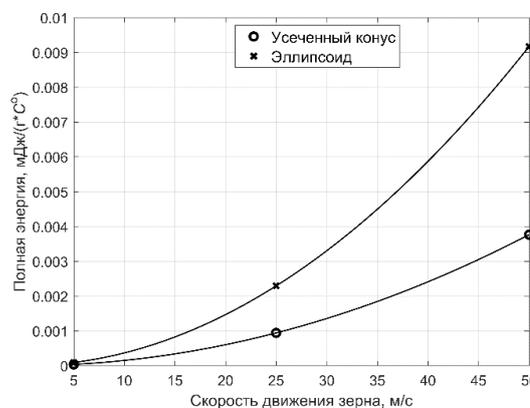


Рис. 3. Диаграммы полной энергии для двух форм зерна при изменении скорости его движения

Fig. 3. Diagrams of the total energy for the two shapes of grain as its speed changes.

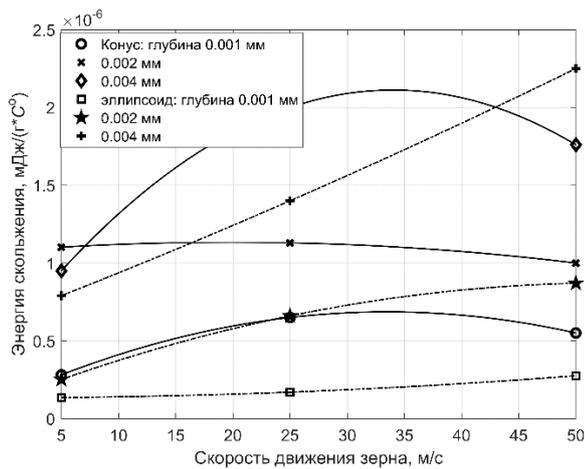


Рис. 4. Диаграммы энергии скольжения для двух форм зерна при различных углублениях и скоростях его движения

Fig. 4. Diagrams of sliding energy for two grain shapes at different deepening and speeds of its movement

Но при скорости около 5 м/с, которая наиболее приемлема для полирования алюминиевых заготовок, силы для обеих форм зерна примерно равны при глубине 0,001 мм и больше по величине примерно в 2 раза для усеченного конуса, начиная с глубины 0,002 мм. Изменение полной энергии по глубине внедрения зерна оказывается зависимым только от скорости движения, что видно на рис. 3.

Анализ результатов моделирования показывает, что по мере износа зерна в форме первоначально усеченного конуса к форме эллипсоида результирующая сила в контакте для малых скоростей (полирование) уменьшается, но энергетическая составляющая в виде затратной полной энергии растет. Зависимости энергии скольжения от скорости движения зерна в форме усеченного конуса и эллипсоида при различных глубинах его внедрения представлены на рис. 4. Видно, что при глубине 0,004 мм для эллипсоида происходит непрерывный ее рост. Зависимости для энергии на заготовке, показанные на рис. 5, практически повторяют формы диаграмм на рис. 4, что свидетельствует о корреляции их между собой, так как при уменьшении энергии скольжения уменьшается и подводимая к заготовке энергия. Отношение энергии скольжения к полной энергии на рис. 6 показывает, что энергия скольжения имеет

наибольший вклад для конусного зерна и существенно снижается для обеих форм зерна по мере возрастания его скорости движения, где на 25 м/с уже составляет менее 5 %, а для эллипсоидного – еще меньше.

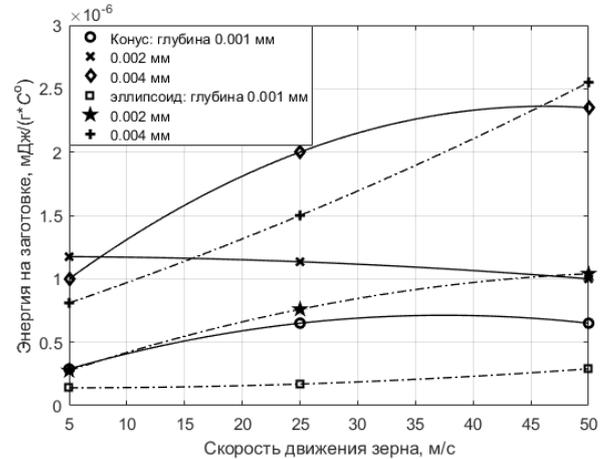


Рис. 5. Диаграммы энергии на заготовке для двух форм зерна при изменении углубления и скорости движения

Fig. 5. Diagrams of energy on the blank for two shapes of grain when the deepening and speed of movement change

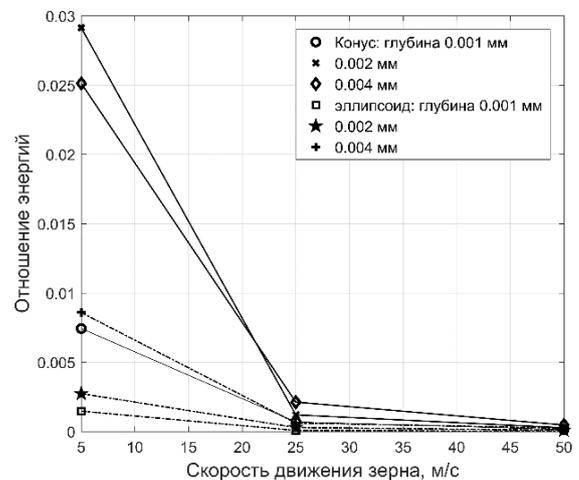


Рис. 6. Диаграммы отношения энергии скольжения для двух форм зерна при различных углублениях и скоростях его движения

Fig. 6. Diagrams of the sliding energy ratio for two grain shapes at different deepening and speeds of its movement

На скорости полирования 5 м/с для эллипсоидного зерна вклад составляет не более 10 % для всех углублений, а для конусного доходит почти до 30 % при углублении 0,002 мм, снижаясь до 25 % при углублении 0,004 мм.

Было также исследовано влияние коэффициента трения  $f$  на величину результирующей силы для двух форм зерна в зависимости от величины его заглубления для одной скорости движения зерна и на рис. 7 показано сравнение значений средней силы при коэффициенте трения 0,1 и 0,3. Видно, что влияние у эллипсоидной формы выше, чем у конусной. При этом значение коэффициента трения задавалось программно при назначении типа контакта CONTACT\_ERODING\_SURFACE\_TO\_SURFACE.

Почти вся работа трения переходит в тепло в зоне контакта (обычно коэффициент превращения  $\eta \approx 0,9 \dots 1,0$ ). Как источник тепловыделения от трения необходимо использовать энергию скольжения  $E_{тр}$ . Тогда количество выделившегося тепла в зоне контакта можно оценить с учетом коэффициента  $\alpha$  доли тепла, уходящей в заготовку ( $\alpha = 0,8 \dots 0,95$  для полирования алюминия абразивным инструментом), как

$$Q_{тр} \approx \eta \cdot \alpha \cdot E_{тр}. \quad (7)$$

Средний удельный тепловой поток в зоне полирования в этом случае можно представить зависимостью

$$q \approx \frac{\Delta Q_{тр}}{A_{реал} \Delta t}, \quad (8)$$

где  $A_{реал}$  – реальная площадь контакта;  $\Delta t$  – интервал времени  $[t_1, t_2]$ , на котором берется приращение энергии скольжения  $\Delta E_{тр}$  и оценивается количество выделившегося тепла  $\Delta Q_{тр}$  по зависимости (7).

При стационарном поперечном врезании (без существенного сдвига или проскальзывания вперед) обычно учитывается только контактная площадь по касательной (поверхности соприкосновения), то есть геометрическое пятно контакта между зерном и заготовкой в момент времени, и для малых глубин обычно принимают ее за площадь основания на уровне  $h$ . Такой подход вполне приемлем, так как интересуют только относительное сравнение площади контакта у двух форм зерна при одинаковых условиях определения. Тогда для конусного зерна реальная площадь контакта

$$A_{реал.с.} = \pi \cdot R_h^2, \quad (9)$$

где  $R_c, r_c, H_c$  – большой радиус, малый радиус и высота усеченного конуса;

$$R_h = r_c + (R_c - r_c) \frac{h}{H_c} - \text{радиус конусной по-}$$

верхности на глубине погружения  $h$ .

Для малых глубин погружения у эллипсоида контактная площадка – это эллипс с большой полуосью  $a_{el}$  и малой полуосью  $b_{el}$ , которые зависят от геометрии и глубины:

$$a_{el} = a \sqrt{\frac{2h}{H_{el}}}, \quad b_{el} = \sqrt{\frac{2h}{H_{el}}}, \quad (10)$$

где  $a, b$  – большая и малая полуоси эллипсоида;  $H_{el}$  – высота полуэллипсоида.

Реальная площадь контакта для полуэллипсоидного зерна с учетом (10) определится как

$$A_{реал.ел} = \pi a_{el} b_{el}. \quad (11)$$

На рис. 8 представлены диаграммы изменения реальной площади контакта зерна в зависимости от глубины его погружения для усеченного конуса по формуле (9) и для полуэллипсоида по формуле (11). Видно, что при глубине погружения меньше 0,0015 мм площадь контакта у полуэллипсоида меньше, чем у усеченного конуса.

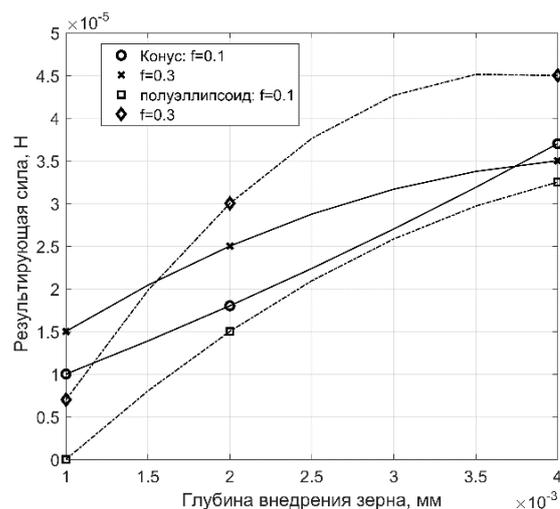


Рис. 7. Диаграммы средней результирующей силы для двух форм зерна при изменении коэффициента трения и глубины внедрения зерна

Fig. 7. Diagrams of the average resultant force for two grain shapes with a change in the coefficient of friction and the depth of grain penetration

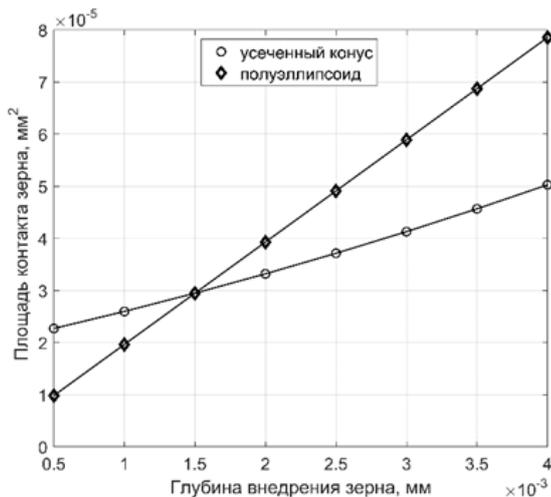


Рис. 8. Диаграммы реальной площади зерна для двух его форм при различных углублениях и одной скорости движения

Fig. 8. Diagrams of the actual grain area for two grain shapes with different deepening and the same speed of movement

Теперь по среднему тепловому потоку на контактной площадке можно оценить приращение температуры на поверхности заготовки различными приближенными способами. Воспользуемся методом оценки температуры по закону теплопроводности. Если предположить, что тепло уходит только в заготовку (одномерная задача с идеальным тепловым контактом), тогда:

$$q_m = -k \frac{\Delta T}{\delta}, \quad (12)$$

где  $q_m$  – средний тепловой поток;  $k$  – коэффициент теплопроводности заготовки;  $\delta$  – толщина прогрева (характерный слой, обычно глубина резания);  $\Delta T$  – разность температур между поверхностью и «холодным» внутренним слоем. Отсюда:

$$\Delta T = \frac{q\delta}{k}. \quad (13)$$

Если тепло подводится за короткое время к небольшому слою (например, на глубине врезания  $h$ ), тогда мгновенное температурное приращение (для импульса тепла)

$$\Delta T = \frac{q_m \Delta t}{\rho c_p h}, \quad (14)$$

где  $\rho$  – плотность материала;  $c_p$  – удельная теплоемкость;  $\Delta t$  – время подачи тепла. Если площадь контакта – маленькое пятно и охлаждение происходит в массив тела (приближение точечного источника), тогда установившаяся температура определяется как

$$T_{\max} = T_0 + \frac{q_m a}{k} \sqrt{\frac{\pi}{\alpha}}, \quad (15)$$

где  $T_0$  – начальная температура;  $a$  – характерный размер пятна (радиус пятна контакта);

$\alpha = \frac{k}{\rho c_p}$  – температуропроводность.

Выражение (15) дает оценку максимального перегрева на поверхности под пятном при «мгновенном» установившемся контакте. Для принятого алюминиевого сплава материала заготовки при использовании выражений (14) и (15) были применены следующие параметры, учитывая длину заготовки:  $L = 0,03$  мм;  $\Delta t = 0,006; 0,0012; 0,0006$  мс – время прохождения длины заготовки зерном на скорости  $v = 5; 25; 50$  м/с;  $\rho = 0,0027$  г/мм<sup>3</sup> – плотность материала заготовки;  $c_p = 896$  мДж/(г · °С);  $T_0 = 22$  °С. Диаграммы изменения температуры в зависимости от скорости движения зерна и глубины его заглабления для полуэллипсоида представлены на рис. 9, а, а на рис. 9, б – для усеченного конуса. Диаграммы построены на различных рисунках из-за разности масштаба, чтобы хорошо их визуализировать, так как для конусного зерна температура на заготовке практически равна начальной и пренебрежимо мало меняется по мере заглабления и по скорости движения.

Анализ диаграмм на рис. 9, а показывает, что для эллипсоидного зерна по мере увеличения скорости температура возрастает, но ее градиент снижается с увеличением заглабления, вероятно, из-за рассеивания тепла в большем объеме окружающего материала. Таким образом, изменение формы зерна от усеченного конуса к эллипсоидному в процессе его износа приводит к повышению температуры заготовки, но при полировке на малых скоростях (5 м/с) повышение лежит, примерно, в пределах 13 % для глубины 0,001 мм, как самое большее. При этом скорость повышения температуры составляет, примерно, 460 °С/мс. Для большего заглабления зерна при этой же его скорости движения интенсивность повышения температуры будет меньше.

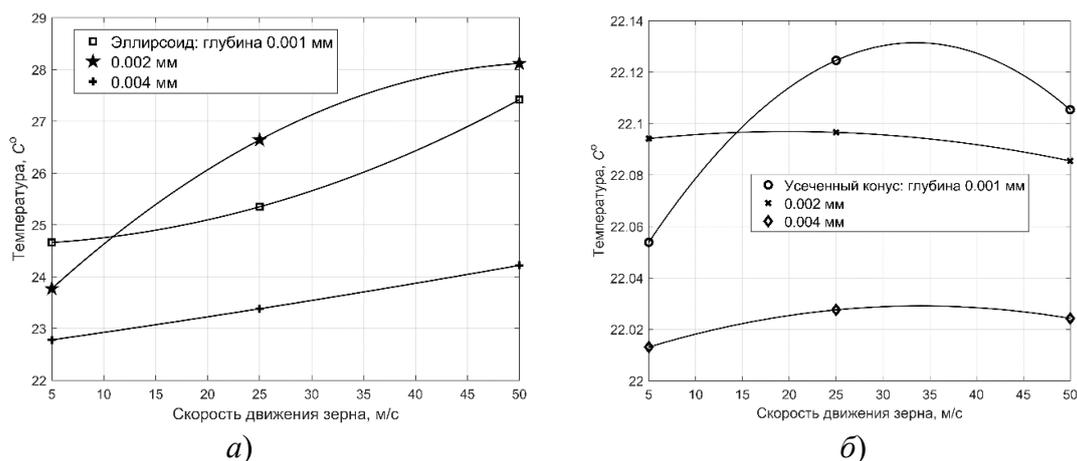


Рис. 9. Диаграммы температуры при изменении скорости движения и глубины внедрения зерна: а – эллипсоидного; б – конусного

Fig. 9. Temperature diagrams with changes in the speed and depth of grain penetration: а – ellipsoidal; б – conical

Образование борозды пропахивания на заготовке при ее прохождении обеими формами зерна представлено на рис. 10. Видно, что стружка образовывается по бокам небольшой высоты, «рваная». Такая форма образования стружки понятна, так как у конусной и эллипсоидной форм зерна передний угол отрицательный, что не дает возможности образованию

полноценной цельной стружки. При образовании борозды остальная часть материала заготовки удаляется в окружающее пространство. В работе [7] проведено исследование образования стружки при резании алюминиевого сплава А357, где показано, что цельная форма стружки в этом случае образовывается только, если передний угол у инструмента не меньше  $70^\circ$ .

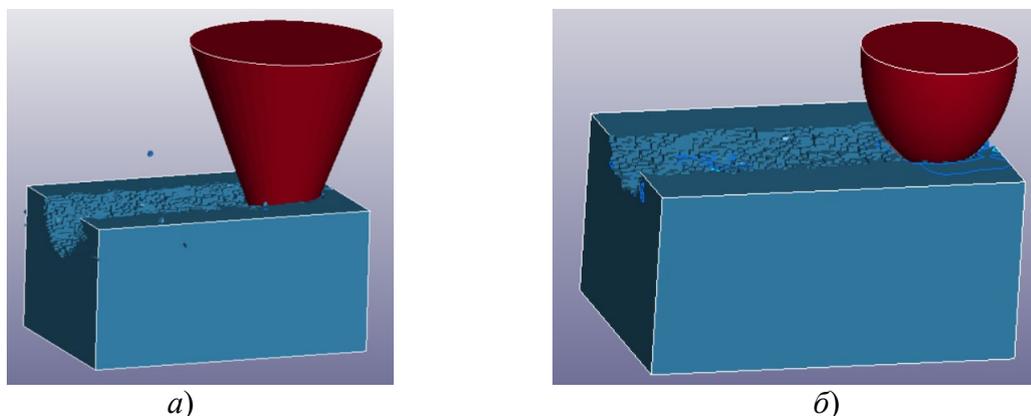


Рис. 10. Изображение борозды пропахивания на заготовке от зерна: а – конусного; б – эллипсоидного

Fig. 10. Image of a grain plowing furrow on the blank: а – ellipsoidal; б – conical

Большой интерес вызывает качество полученной поверхности после обработки заготовки в области образованной борозды. Поперечный профиль борозды в ее продольном направлении в пластичном слое материала для обеих форм зерна при коэффициенте трения 0,3 и заглаблении 0,001, 0,002 и 0,004 мм при скорости движения 5 м/с представлен на рис. 11.

Из анализа рис. 11 видно, что при обработке конусным зерном поверхность имеет высокую чистоту при заглаблениях 0,001 и 0,002 мм и несколько меньшую при заглаблении 0,004 мм. Размер конечного элемента, который виден выступающим над горизонтальной поверхностью на рисунке, по высоте составляет  $2,5 \times 10^{-4}$  мм, исходя из этого значения,

можно судить о чистоте поверхности в каждом случае обработки. Видно, что для эллипсоида чистота поверхности снижается, и можно

судить о ней по величине конечных элементов, выступающих над поверхностью.

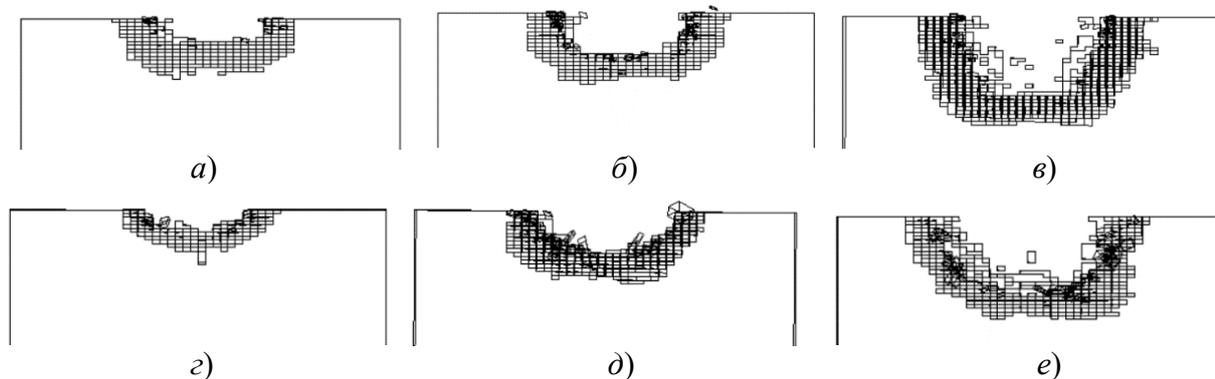


Рис. 11. Качество поверхности обработки при скорости движения 5 м/с и глубине внедрения 0,001; 0,002; 0,004 мм для зерна:

*a, б, в* – конусного; *z, д, е* – эллипсоидного

Fig. 11. The quality of the workplane at a speed of 5 m/s and penetration depth of 0,001; 0,002; 0,004 mm for grains: *a, b, c* – conical; *d, e, f* – ellipsoidal

Статья демонстрирует, что конечно-элементное моделирование в LS-DYNA позволяет количественно оценить силовые, энергетические и тепловые характеристики процесса полирования алюминиевого сплава 6061-Т6 одиноким зерном разной формы и связать их с качеством получаемой поверхности. Ключевые выводы исследования включают:

1. Конусное зерно обеспечивает более высокую чистоту обработки по сравнению с эллипсоидным при аналогичных режимах.
2. При типичной скорости полирования (5 м/с) вклад энергии скольжения в общую энергию составляет до 30 % для конусного зерна и менее 10 % для эллипсоидного.
3. Рост температуры при использовании изношенного (эллипсоидного) зерна на малых скоростях достигает 13 %, что необходимо учитывать для предотвращения термической деградации поверхностного слоя.
4. Моделирование подтвердило, что отрицательный передний угол зерен приводит к образованию «рваной» стружки и прерывистому характеру сил резания из-за удаления элементов по критерию разрушения.

### Заключение

Построена 3D-модель системы «зерно – заготовка» с использованием материала заготовки 6061-Т6 по модели Джонсона-Кука в связке с уравнением состояния Мие-Грюнайзена, что обеспечило корректный

учет пластичности, разрушения и давления при высоких скоростях деформирования. Показано, что при переходе от усеченно-конического к полуэллипсоидальному зерну на низких скоростях полирования суммарная контактная сила уменьшается, тогда как полная контактная энергия и температура в зоне контакта увеличиваются за счёт изменения реальной площади контакта и вклада энергии трения.

Численные эксперименты выявили диапазоны скоростей, глубин внедрения и коэффициентов трения, при которых конусное зерно обеспечивает более высокую чистоту поверхности при умеренных тепловых нагрузках, тогда как изношенное (эллипсоидное) зерно дает больший нагрев и худшую микрогеометрию борозды. Установлено, что при типичных скоростях полирования порядка 5 м/с рост температуры заготовки от износа зерна остается ограниченным, а доминирующую роль в формировании качества поверхности играют геометрия зерна и глубина резания, что дает основу для выбора рациональных режимов и контроля состояния абразивной ленты.

### СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Bratan S.M., Chasovitina A.S. Modeling the relationships between input factors and output indicators of the internal grinding process taking into account mutual vibrations of the tool and the workpiece // *Metalworking (technology, equipment, tools)*, 2023. Vol. 25. No. 1. Pp. 57–70. DOI 10.17212/1994-6309-2023-25.1-57-70.

2. Bratan S.M. New calculation methodology of the operations number of cold rolling rolls fine grinding // Applied Sciences (Switzerland), 2023. Vol. 13. No. 6. P. 3484. EDN FKSDBY. (SCOPUS)

3. Bratan S.M., Chasovitina A.S. Modeling the Influence of Relative Tool and Workpiece Vibrations on Material Removal during Internal Grinding // Science-Intensive Technologies in Mechanical Engineering, 2022. No. 9 (135). P. 3–9. DOI 10.30987/2223-4608-2022-9-3-9.

4. Pakhalyuk A.V., Stadnik T.V. Brief analysis of polishing methods for long cylindrical aluminum blanks // Fundamental and applied problems of engineering and technology, 2025. No. 5 (373). Pp. 224–228. DOI 10.33979/2073-7408-2025-373-5-224-228.

5. Dănuț J. SPH Simulation of single grain action in grinding. MATEC Web of Conferences, 2017. vol. 137. 03006, P. 6. DOI 10.1051/mateconf/201713703006.

6. Anderson D., Warkentin A., Bauer R. Comparison of spherical and truncated cone geometries for single abrasive-grain cutting // Journal of Materials Processing Technology, 2012. Vol. 212. P. 1946–1953. DOI 10.1016/j.jmatprotec.2012.04.021.

7. Cheng-Ming H. A357 Aluminum Alloy Cutting Performance Finite Element Simulation // Global Journal of Engineering Sciences, 2021. vol. 7. issue 3. Pp. 1–13. DOI 10.33552/GJES.2021.07.000667.

8. Bal B., Karaveli K.K., Cetin B., Gumus B. The precise determination of the Johnson-Cook Material and Damage Model Parameters and Mechanical Properties of Aluminum 7068-T651 Alloy // Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, 2019. vol. 141, issue 4. DOI 10.1115/1.4042870.

9. Lesuer D.R., Kay G.J., LeBlanc M.M. Modeling large-strain, high-rate deformation in metals // In: Proceedings of the 3-rd Biennial tri-laboratory engineering conference modeling and simulation, Lawrence Livermor National Laboratory, Pleasanton, CA, 1999. pp. 3–5.

10. Anand R.K. On the Jump Conditions for Shock Waves in Condensed Materials, 2025. URL: <https://arxiv.org/html/2502.09677v1> (date of access: 16.11.2025).

## REFERENCES

1. Bratan S.M., Chasovitina A.S. Modeling the relationships between input factors and output indicators of the

internal grinding process taking into account mutual vibrations of the tool and the workpiece // Metalworking (technology, equipment, tools), 2023. Vol. 25. No. 1. Pp. 57–70. DOI 10.17212/1994-6309-2023-25.1-57-70.

2. Bratan S.M. New calculation methodology of the operations number of cold rolling rolls fine grinding // Applied Sciences (Switzerland), 2023. Vol. 13. No. 6. P. 3484. EDN: FKSDBY.

3. Bratan S.M., Chasovitina A.S. Modeling the Influence of Relative Tool and Workpiece Vibrations on Material Removal during Internal Grinding // Science-Intensive Technologies in Mechanical Engineering, 2022. No. 9 (135). P. 3–9. DOI 10.30987/2223-4608-2022-9-3-9.

4. Pakhalyuk A.V., Stadnik T.V. Brief analysis of polishing methods for long cylindrical aluminum blanks // Fundamental and applied problems of engineering and technology, 2025. No. 5 (373). Pp. 224–228. DOI 10.33979/2073-7408-2025-373-5-224-228.

5. Dănuț J. SPH Simulation of single grain action in grinding. MATEC Web of Conferences, 2017. vol. 137. 03006, P. 6. DOI 10.1051/mateconf/201713703006.

6. Anderson D., Warkentin A., Bauer R. Comparison of spherical and truncated cone geometries for single abrasive-grain cutting // Journal of Materials Processing Technology, 2012. Vol. 212. P. 1946–1953. DOI 10.1016/j.jmatprotec.2012.04.021.

7. Cheng-Ming H. A357 Aluminum Alloy Cutting Performance Finite Element Simulation // Global Journal of Engineering Sciences, 2021. vol. 7. issue 3. Pp. 1–13. DOI 10.33552/GJES.2021.07.000667.

8. Bal B., Karaveli K.K., Cetin B., Gumus B. The precise determination of the Johnson-Cook Material and Damage Model Parameters and Mechanical Properties of Aluminum 7068-T651 Alloy // Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, 2019. vol. 141, issue 4. DOI 10.1115/1.4042870.

9. Lesuer D.R., Kay G.J., LeBlanc M.M. Modeling large-strain, high-rate deformation in metals // In: Proceedings of the 3-rd Biennial tri-laboratory engineering conference modeling and simulation, Lawrence Livermor National Laboratory, Pleasanton, CA, 1999. pp. 3–5.

10. Anand R.K. On the Jump Conditions for Shock Waves in Condensed Materials, 2025. URL: <https://arxiv.org/html/2502.09677v1> (date of access: 16.11.2025).

**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 19.12.2025; одобрена после рецензирования 24.01.2026; принята к публикации 12.02.2026.

The article was submitted 19.12.2025; approved after reviewing 24.01.2026; assepted for publication 12.02.2026.