



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Выбор и обоснование геометрических параметров контактной поверхности ролика для строчного поверхностного пластического деформирования

Семен Зайдес^а, Тхань Тьунг Ле^{б, *}

Иркутский национальный исследовательский технический университет, ул. Лермонтова, 83, г. Иркутск, 664074, Россия

^а <http://orcid.org/0000-0001-9416-7749>, zsa@ex.istu.edu; ^б <http://orcid.org/0009-0003-2787-1746>, lechung275@gmail.com

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.787.4

История статьи:

Поступила: 03 марта 2026

Рецензирование: 16 марта 2026

Принята к печати: 21 марта 2026

Доступно онлайн: 15 июня 2026

Ключевые слова:

Поверхностное пластическое деформирование
Строчная обработка
Кольцевой ролик
Геометрия контактной поверхности
Метод конечных элементов
Остаточные напряжения
Глубина упрочнения
Микрорельеф
Управляемое стеснение деформации
Модифицированный профиль

АННОТАЦИЯ

Введение. Статья посвящена выбору и обоснованию рациональных геометрических параметров контактной поверхности кольцевого ролика для строчного поверхностного пластического деформирования (ППД). Актуальность работы обусловлена необходимостью повышения эксплуатационных характеристик деталей машин при одновременном обеспечении высокого качества поверхности и производительности обработки. **Целью исследования** является определение такой геометрии рабочего профиля инструмента, которая обеспечивает максимальную глубину упрочнения и уровень сжимающих остаточных напряжений при минимальных искажениях микрогеометрии поверхности в условиях перекрытия единичных следов деформирования. **Методы.** Для решения поставленной задачи использован метод конечных элементов, реализованный в программном комплексе ANSYS Workbench (модуль Transient Structural) с применением модели билинейного изотропного упрочнения для стали 45. Выполнен сравнительный анализ трех типов профиля ролика: выпуклого (тороидального), вогнутого (профильного) и прямолинейного (цилиндрического). В ходе вычислительного эксперимента варьировались радиус профиля инструмента и шаг круговой подачи. Оценка эффективности проводилась по критериям глубины упрочненного слоя, интенсивности остаточных напряжений и высоты пластического наплыва на границах следов обработки. **Результаты и обсуждение.** Установлено, что для тороидального профиля рациональным является радиус профиля $R_{\text{тр}} = 5$ мм, для профильного ролика – 15,5 мм. Выявлены недостатки базовых схем: тороидальный ролик обеспечивает глубину упрочнения 1,15 мм, но требует малых подач (низкая производительность); профильный ролик позволяет увеличить подачу, однако глубина упрочнения снижается до 0,91 мм. Показано, что применение модифицированного цилиндрического профиля с галтельными переходами позволяет реализовать эффект «управляемого стеснения» пластической деформации. Данная геометрия обеспечивает формирование равномерного упрочненного слоя глубиной 1,02 мм с остаточными напряжениями 300...320 МПа и высотой микронеровностей 2...5 мкм. **Выводы.** Применение разработанного инструмента позволяет повысить производительность процесса ППД в пять раз по сравнению с тороидальным роликом без потери качества поверхностного слоя. Полученные результаты могут быть рекомендованы при проектировании технологической оснастки для отделочно-упрочняющей обработки ответственных деталей машин, работающих в условиях циклических нагрузок.

Для цитирования: Зайдес С.А., Ле Т.Т. Выбор и обоснование геометрических параметров контактной поверхности ролика для строчного поверхностного пластического деформирования // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2026. – Т. 28, № 2. – С. 136–156. – DOI: 10.17212/1994-6309-2026-28.2-136-156.

Введение

Обеспечение эксплуатационной надежности ответственных деталей машин, работающих в условиях циклического нагружения и износа, неразрывно связано с качеством их поверхностного слоя [1, 2]. В ряду технологических

методов повышения усталостной прочности и износостойкости особое место занимает отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием (ППД) [3, 4]. Традиционно данная технология реализуется по схемам с поперечной подачей (обкатывание), где в качестве деформирующего инструмента широко применяются шарики, а также стержневые и кольцевые ролики разных типов [5]. Среди многообразия схем реализации ППД наибольшей технологической гибкостью обладает строчная обработка, осуществляемая путем по-

*Адрес для переписки

Ле Тхань Тьунг, аспирант

Иркутский национальный исследовательский технический университет,
ул. Лермонтова, 83,
664074, г. Иркутск, Россия

тел.: +7 950 123-53-82, e-mail: lechung275@gmail.com

следовательного перемещения локальной зоны контакта инструмента по заданной траектории [6]. Специфика этого метода заключается в том, что результирующие характеристики поверхности формируются в результате дискретного перекрытия единичных следов деформирования [7].

Эффективность строчного процесса ППД определяется поиском компромисса между двумя конкурирующими критериями – максимизацией глубины упрочненного слоя и уровня сжимающих остаточных напряжений, что требует высоких контактных давлений, и минимизацией высоты остаточных микронеровностей, что диктует необходимость применения инструмента с плавной формой контактной поверхности [8]. Ключевым фактором, влияющим на возможность достижения этого баланса, является геометрия рабочей поверхности ролика. В инженерной практике используются три базовых типа профилей, каждый из которых обладает специфическими особенностями механики контакта [9].

Однако прямое применение гладкого цилиндрического профиля (линейный контакт) в условиях строчной кинематики существенно ограничено из-за неизбежной краевой концентрации напряжений [10]. Эта геометрическая особенность приводит к неравномерности наклепа и образованию недопустимых дефектов в виде ступенек и наплывов в зонах перекрытия следов [11], что делает невозможным получение качественной поверхности без модификации инструмента. С другой стороны, профильный ролик (с вогнутой рабочей поверхностью), реализующий охватывающий (конформный) контакт, хотя и способствует снижению шероховатости, но кинематически обуславливает увеличение дифференциального проскальзывания на периферии пятна контакта [12, 13]. Это физическое явление ограничивает возможность применения высоких удельных давлений, необходимых для глубокого упрочнения материала.

В качестве альтернативы рассматривается тороидальный профиль, формирующий локальный эллиптический контакт [14]. Данная геометрия обладает потенциалом для минимизации краевых эффектов и концентрации усилия деформирования. Тем не менее использование тороидального ролика требует точного согласо-

вания радиуса профиля с шагом подачи, поскольку произвольный выбор параметров может привести к формированию выраженной волнистости в виде глубоких остаточных гребешков или лунок, ухудшающих качество поверхности [15].

Вместе с тем анализ ограничений традиционных схем подводит к необходимости управления направлением течения металла. В этой связи особое значение приобретает реализация процесса в условиях стесненной пластической деформации. Как показано в работе [16], создание условий стеснения в зоне контакта (блокирование свободного вытеснения материала) позволяет не только интенсифицировать процесс упрочнения, но и существенно повысить однородность формируемого поверхностного слоя.

Несмотря на существование указанных базовых форм, в научно-технической литературе отсутствует комплексный сравнительный анализ, который позволил бы количественно оценить их эффективность именно в условиях строчной обработки. Это обусловлено тем, что базовые инструменты, реализующие линейный и охватывающий контакт при обычном (широком) выглаживании, оказываются технологически непригодными для строчных схем из-за возникновения дефектов. В связи с этим существует неопределенность относительно того, какой из профилей способен обеспечить наилучшее сочетание глубины упрочнения, уровня сжимающих остаточных напряжений и качества остаточного микрорельефа при равных силовых условиях обработки. Без проведения такого анализа затруднительно сделать обоснованный выбор в пользу той или иной геометрии рабочего профиля инструмента.

Целью настоящей работы является выбор и научное обоснование рациональных геометрических параметров контактной поверхности кольцевого ролика для процесса строчного ППД. Для достижения поставленной цели решается многокритериальная **задача**: обеспечение максимальной глубины упрочнения и величины сжимающих остаточных напряжений при одновременной минимизации искажений микрогеометрии поверхности, в частности высоты пластического наплыва (h_n), образующегося на границах единичных следов деформирования.

Методика исследований

Для достижения поставленной цели и получения верифицируемых данных о механизме формирования микрорельефа при строчном поверхностном деформировании использовался метод конечных элементов (МКЭ), реализованный в программном комплексе ANSYS Workbench (модуль Transient Structural). В параметрах решателя была активирована опция больших деформаций (Large Deflection), что является необходимым условием для корректного решения геометрически нелинейных контактных задач с развитой пластичностью [17].

Расчетная схема и кинематика процесса.

Физическая постановка задачи базируется на

расчетной схеме, представленной на рис. 1, а. Геометрические параметры системы включают в себя деформируемую цилиндрическую заготовку ($d_{\text{заг}} = 30$ мм) и деформирующий инструмент (кольцевой ролик) диаметром $D_{\text{ин}} = 40$ мм.

Ключевой особенностью исследования является моделирование кинематики строчного поверхностного пластического деформирования в условиях жесткого кинематического управления. Циклограмма нагружения (рис. 1, а) реализуется по схеме последовательного возвратно-поступательного движения и включает в себя три этапа.

1. Этап радиального внедрения: инструмент совершает принудительное перемещение в ра-

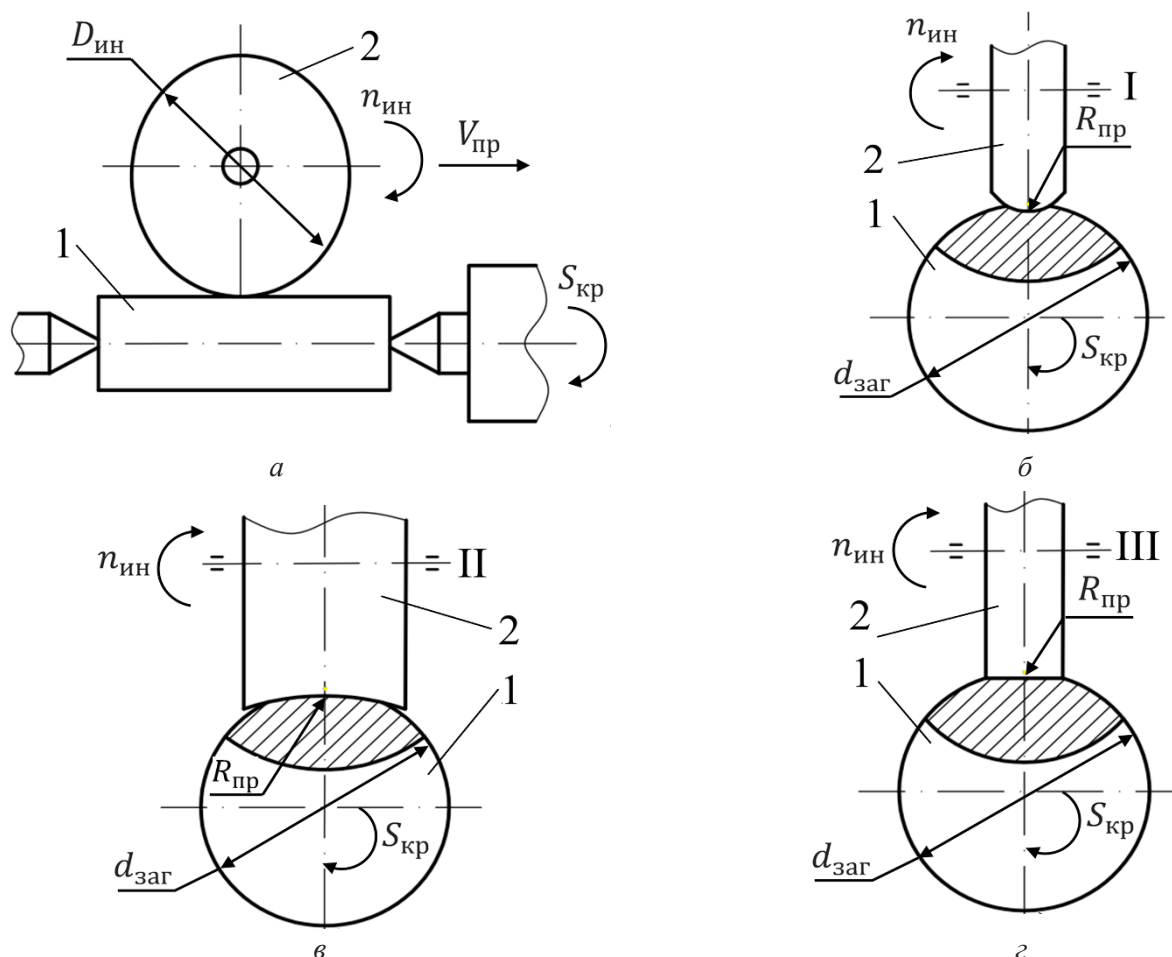


Рис. 1. Геометрическая и кинематическая модель процесса строчного ППД:

а – принципиальная схема обработки; б – схема контакта ролика с выпуклой рабочей поверхностью (вариант I); в – схема контакта ролика с вогнутой рабочей поверхностью (вариант II); з – схема контакта ролика с прямолинейной рабочей поверхностью (вариант III); 1 – заготовка; 2 – деформирующий инструмент

Fig. 1. Geometric and kinematic model of the line-by-line SPD process:

а – schematic diagram of the treatment; б – contact diagram of the roller with a convex working surface (Variant I); в – contact diagram of the roller with a concave working surface (Variant II); з – contact diagram of the roller with a straight working surface (Variant III); 1 – workpiece; 2 – deforming tool

диальном направлении к продольной оси заготовки на фиксированную глубину t (радиальный натяг).

2 Этап продольного деформирования. Инструмент совершает поступательное движение вдоль продольной оси заготовки со скоростью $V_{пр}$. Важнейшим кинематическим условием является отсутствие вращения заготовки ($n_{заг} = 0$) в процессе рабочего хода. Пассивное вращение ролика вокруг собственной оси ($n_{ин}$) инициируется силами трения.

3. Этап окружной индексации. По завершении продольного хода осуществляется дискретный поворот заготовки на шаг круговой подачи $S_{кр}$. После индексации направление вектора скорости $V_{пр}$ изменяется на противоположное для выполнения рабочего хода по следующей траектории.

Для оценки влияния геометрии рабочего профиля инструмента на механику деформирования рассматриваются три конструктивных варианта деформирующего ролика (рис. 1, б–г). Все рассматриваемые инструменты представляют собой тела вращения, различающиеся исключительно геометрией образующей рабочей поверхности.

Вариант I – ролик с выпуклой рабочей поверхностью (тороидальный профиль, рис. 1, б):

характеризуется локальным (квазиточечным) контактом, создающим максимальную концентрацию давлений в центре очага деформации.

Вариант II – ролик с вогнутой рабочей поверхностью (профильный ролик, рис. 1, в): обеспечивает охватывающий контакт, который максимизирует площадь взаимодействия и ограничивает боковое течение материала (эффект стеснения деформации).

Вариант III – ролик с прямолинейной рабочей поверхностью (цилиндрический профиль, рис. 1, г): Характеризуется линейным контактом, что позволяет теоретически увеличить величину круговой подачи $S_{кр}$ для исследования потенциала повышения производительности упрочнения.

Конечно-элементная модель и граничные условия. Численная реализация задачи выполнена на основе трехмерной твердотельной модели. На рис. 2 в качестве примера представлена расчетная схема для ролика с выпуклой рабочей поверхностью (вариант I), однако методика построения сетки и наложения граничных условий идентична для всех исследуемых типов инструмента.

Для дискретизации деформируемой заготовки использованы 20-узловые гексаэдральные элементы высшего порядка типа SOLID186.

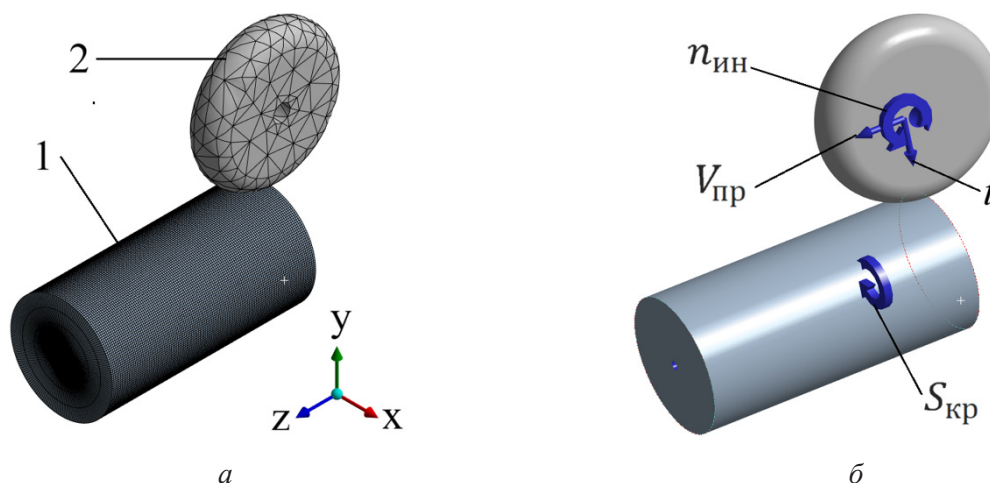


Рис. 2. Конечно-элементная модель процесса (на примере ролика с выпуклой рабочей поверхностью – вариант I):

а – дискретизация расчетной области (гексаэдральная сетка на заготовке и тетраэдральная на ролике); б – граничные условия с использованием шарнира Body-Ground

Fig. 2. Finite element model of the process (using a roller with a convex working surface as an example – Variant I):

а – discretization of the computational domain (hexahedral mesh on the workpiece and tetrahedral mesh on the roller); б – boundary conditions using a Body-Ground joint

В зоне контактного взаимодействия выполнено локальное сгущение сетки до характерного размера 0,2 мм, что необходимо для корректного описания высоких градиентов напряжений [18]. Деформирующий инструмент (ролик), рассматриваемый как абсолютно жесткое тело, разбит сеткой тетраэдральных элементов (рис. 2, а).

Система граничных условий (рис. 2, б) полностью воспроизводит кинематическую циклограмму процесса (рис. 1, а). Позиционирование заготовки моделируется с помощью шарнира Body-Ground Joint, ограничивающего линейные перемещения, но допускающего вращение для реализации шага индексации ($S_{кр}$). В свою очередь, управление инструментом осуществляется через контрольную точку (Reference Point), связанную с его центром масс. К этой точке приложены соответствующие кинематические связи, обеспечивающие радиальное внедрение на глубину t и продольное перемещение со скоростью $V_{пр}$ согласно этапам обработки.

Материалы и план вычислительного эксперимента. Моделирование упругопластиче-

ского поведения материала заготовки (конструкционной углеродистой качественной стали 45) осуществлялось на основе модели Bilinear Isotropic Hardening (билинейное изотропное упрочнение). В расчетную схему заложены следующие физико-механические константы материала: модуль упругости Юнга $E = 2 \cdot 10^5$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$, предел текучести $\sigma_T = 360$ МПа и тангенциальный модуль упрочнения $E_T = 1450$ МПа. Деформирующий инструмент описывался как абсолютно жесткое тело (Rigid Body) [19].

План вычислительного эксперимента разработан с целью сравнительного анализа эффективности различных геометрий рабочих элементов инструмента. Для реализации исследования геометрические и кинематические параметры процесса были классифицированы на фиксированные (табл. 1), значения которых оставались неизменными во всех сериях расчетов, и варьируемые (табл. 2), изменяемые для оценки их влияния на выходные параметры качества поверхностного слоя.

Таблица 1

Table 1

Фиксированные геометрические и технологические параметры процесса ППД

Fixed geometric and processing parameters of the SPD process

Параметр / Parameter	Обозначение / Designation	Значение / Value
Диаметр заготовки / Workpiece diameter	$d_{заг} / d_w$	30 мм / 30 mm
Наружный диаметр ролика / Roller outer diameter	$D_{ин} / D_t$	40 мм / 40 mm
Глубина внедрения (натяг) / Depth of penetration (interference)	T	0,1 мм / 0.1 mm
Скорость продольной подачи / Longitudinal feed rate	$V_{пр} / V_l$	50 мм/с / 50 mm/s
Коэффициент трения Кулона / Coulomb friction coefficient	F / f	0,1 / 0.1

Критерии оценки напряженного состояния. Для комплексной количественной оценки напряженно-деформированного состояния (НДС) обработанной заготовки использован энергетический критерий прочности (критерий Мизеса). Расчет интенсивности времен-

ных и остаточных напряжений ($\sigma_i^{вр}$ и $\sigma_i^{ост}$) проводился на базе трех главных компонент тензора напряжений в цилиндрической системе координат: осевой (σ_z), радиальной (σ_r) и окружной (σ_ϕ) [20].

Варьируемые параметры геометрии рабочего инструмента
Variable parameters of the working tool geometry

Тип инструмента (Вариант) / Tool type (Variant)	Параметр варьирования / Variable parameter	Цель исследования (обоснование) / Research objective (Justification)
Вариант I. Ролик с выпуклой рабочей поверхностью / Variant I. Roller with convex working surface	Радиус профиля: $R_{np} = 2; 5; 7,5$ мм / Profile radius: $R_{pr} = 2, 5, 7,5$ mm	Поиск оптимума: баланс между глубиной наклепа и величиной сжимающих остаточных напряжений (при малых R_{np}) и качеством микрорельефа (при больших R_{np}) / Optimization search: balance between hardening depth and compressive residual stress magnitude (at small R_{pr}) and microrelief quality (at large R_{pr})
Вариант II. Ролик с вогнутой рабочей поверхностью / Variant II. Roller with concave working surface	Радиус профиля: $R_{np} = 15,1 \dots 16,0$ мм / Profile radius: $R_{pr} = 15,1 \dots 16,0$ mm	Анализ конформности: оценка влияния степени охвата (приближение $R_{np} \approx R_{заг}$) на распределение давлений и исключение кромочного заклинивания / Conformity analysis: evaluation of the effect of the degree of wrap (approximation of $R_{pr} \approx R_w$) on pressure distribution and elimination of edge jamming
Вариант III. Ролик с прямолинейной рабочей поверхностью / Variant III. Roller with straight (cylindrical) working surface	1. Гладкий (базовый) 2. Модифицированный (с галтелями, углом наклона боковых участков $\alpha = 1^\circ$ и радиальным понижением $\Delta h = 0,05$) / 1. Smooth (baseline) 2. Modified (with fillets, side section inclination angle $\alpha = 1$, and radial reduction $\Delta h = 0.05$ mm)	Оценка эффективности модификации: сравнительный анализ способности галтельных переходов подавлять краевые наплывы металла и снижать концентрацию напряжений / Evaluation of modification effectiveness: comparative analysis of the ability of fillet transitions to suppress edge metal pile-up and reduce stress concentration

Интенсивность временных напряжений определена выражением

$$\sigma_i^{BP} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[\left(\sigma_z^{BP} - \sigma_\phi^{BP} \right)^2 + \left(\sigma_\phi^{BP} - \sigma_r^{BP} \right)^2 + \left(\sigma_r^{BP} - \sigma_z^{BP} \right)^2 \right]}, \quad (1)$$

а для остаточных напряжений использована аналогичная зависимость:

$$\sigma_i^{ост} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[\left(\sigma_z^{ост} - \sigma_\phi^{ост} \right)^2 + \left(\sigma_\phi^{ост} - \sigma_r^{ост} \right)^2 + \left(\sigma_r^{ост} - \sigma_z^{ост} \right)^2 \right]}. \quad (2)$$

Наряду с анализом напряженного состояния важным критерием оценки качества обработки является геометрическое состояние сформированного микрорельефа. В настоящей работе в качестве основного геометрического параметра принята высота наплыва металла (h_n) – максимальное отклонение микропрофиля над исходной поверхностью заготовки, возникаю-

щее вследствие пластического вытеснения материала из центральной зоны контакта к ее периферии [21].

Результаты и их обсуждение

Выбор и обоснование параметров ролика с выпуклой рабочей поверхностью (вариант I). На рис. 3 представлены поля численного моде-

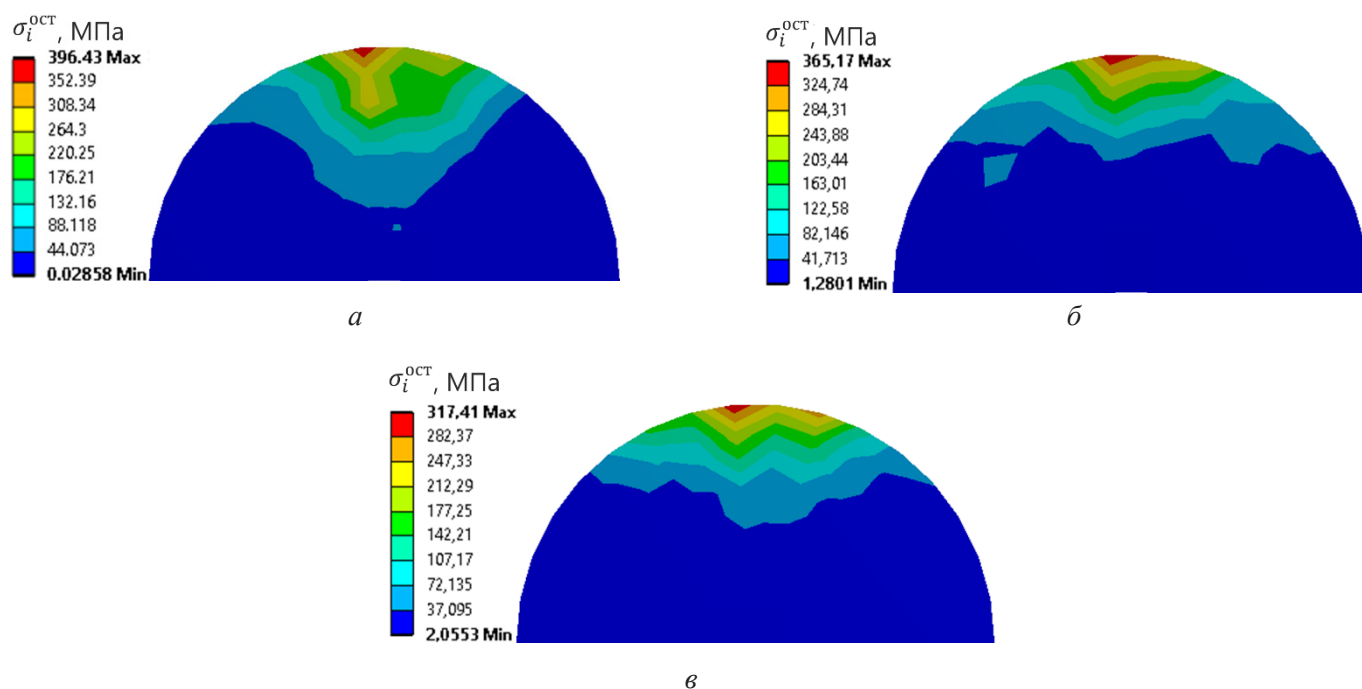


Рис. 3. Поля распределения интенсивности остаточных напряжений ($\sigma_i^{\text{ост}}$) в поперечном сечении деталей при разных радиусах профиля ролика $R_{\text{пр}}$ (вариант I):

$$R_{\text{пр}} = 2 \text{ мм (a)}; R_{\text{пр}} = 5 \text{ мм (б)}; R_{\text{пр}} = 7,5 \text{ мм (в)}$$

Fig. 3. Distribution fields of residual stress magnitude (σ_i^{res}) in the cross-section of the parts at different roller profile radii R_{pr} (variant I):

$$R_{\text{pr}} = 2 \text{ mm (a)}; R_{\text{pr}} = 5 \text{ mm (б)}; R_{\text{pr}} = 7.5 \text{ mm (в)}$$

лирования распределения интенсивности остаточных напряжений в поверхностном слое деталей. Анализ полученных данных свидетельствует о том, что радиус профиля ролика $R_{\text{пр}}$ оказывает определяющее влияние на формируемое напряженное состояние.

В частности, при минимальном радиусе $R_{\text{пр}} = 2 \text{ мм}$ (рис. 3, а) фиксируется максимальное значение интенсивности остаточных напряжений, достигающее 396,43 МПа. При увеличении радиуса до 5 мм (рис. 3, б) и 7,5 мм (рис. 3, в) наблюдается закономерное снижение пиковых значений до 365,17 и 317,41 МПа соответственно.

Такая тенденция объясняется механикой контакта: с увеличением радиуса профиля расширяется пятно контакта, что приводит к перераспределению усилия и снижению удельных контактных давлений. Это полностью согласуется с классической теорией Герца [22]. В результате интенсивность пластической деформации падает, что выражается в уменьшении уровня остаточных напряжений. Таким образом, использование ролика со слишком малым радиусом профиля может привести к чрезмерной кон-

центрации напряжений, значительно превышающей предел текучести материала (для стали 45 $\sigma_T = 360 \text{ МПа}$), что сопровождается перенаклепом и релаксацией остаточных напряжений. Напротив, избыточное увеличение $R_{\text{пр}}$ ведет к падению напряжений ниже уровня, необходимого для эффективного упрочнения поверхности. Для окончательной верификации выбора геометрических параметров ролика необходимо дополнительно рассмотреть геометрические характеристики слоя, представленные на рис. 4.

Анализ графических зависимостей на рис. 4 позволил с высокой точностью аппроксимировать результаты моделирования полиномами второго порядка, описывающими изменение глубины упрочненного слоя ($h_y = 0,0012R_{\text{пр}}^2 - 0,175R_{\text{пр}} + 1,995$) и высоты наплыва ($h_n = 0,00004R_{\text{пр}}^2 + 0,0137R_{\text{пр}} + 0,0098$). Наблюдаемая динамика процесса свидетельствует о наличии четкой корреляции между исследуемыми параметрами: с увеличением радиуса профиля $R_{\text{пр}}$

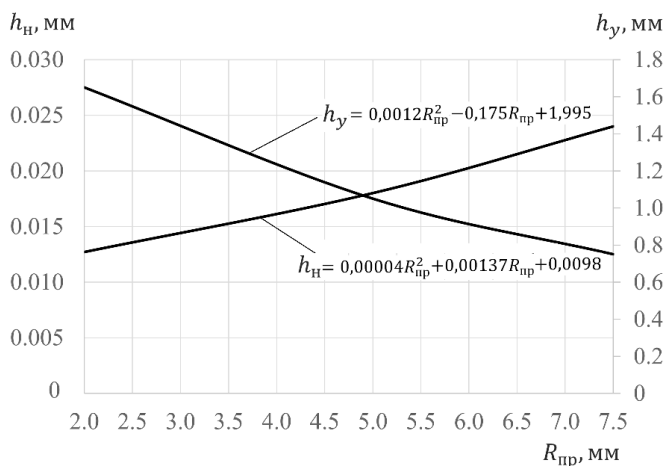


Рис. 4. Влияние радиуса профиля ролика $R_{пр}$ на глубину упрочненного слоя (h_y) и высоту наплыва (h_n)

Fig. 4. Effect of the roller profile radius (R_{pr}) on the hardened layer depth (h_h) and the pile-up height (h_p)

с 2 до 7,5 мм происходит монотонное снижение глубины упрочнения с 1,65 до 0,75 мм, сопровождаемое одновременным ростом высоты пластического наплыва с 0,013 до 0,022 мм. Такое изменение характеристик указывает на то, что с ростом радиуса инструмента эффективность обработки падает как по критерию глубины слоя, так и по качеству микрогеометрии.

С сугубо геометрической точки зрения режим с минимальным радиусом ($R_{пр} = 2,0$ мм) является безусловно предпочтительным, так как обеспечивает максимальную проработку глубины материала при минимальном искажении профиля ($h_n \approx 0,013$ мм). Однако комплексная верификация данного режима по критерию напряженного состояния (рис. 3) выявила его технологическую несостоятельность. Установлено, что при $R_{пр} = 2,0$ мм возникают пиковые интенсивности остаточных напряжений около 396 МПа, выходящие за пределы текучести стали 45. Превышение этого порога инициирует процесс релаксации напряжений и способствует возникновению эффекта перенаклепа поверхностного слоя. Снижение эффективности упрочнения в этом случае свидетельствует о нерациональности использования данного диапазона параметров, несмотря на его геометрическую привлекательность.

Для научного обоснования выбора рационального значения радиуса профиля ролика был применен метод анализа пересечения нормиро-

ванных функций отклика, который позволил найти компромисс между геометрической эффективностью и прочностной надежностью. Расчет координат пересечения выявил точку «технологического равновесия», соответствующую $R_{пр} \approx 4,8$ мм. Это расчетное значение практически совпадает с точкой $R_{пр} = 5,0$ мм, полученной в результате моделирования и принятой в качестве базового параметра. Именно в этом режиме обеспечивается гарантия структурной целостности поверхностного слоя за счет поддержания интенсивности остаточных напряжений на безопасном уровне (365,17 МПа) при сохранении эксплуатационно значимой глубины упрочнения ($h_y \approx 1,15$ мм) и удержании высоты наплыва в пределах рационально низких значений ($h_n \approx 0,017$ мм).

Анализ результатов, представленных на рис. 5, позволяет определить рациональный диапазон шагов окружной подачи $S_{кр}$ при упрочнении роликом с выпуклым профилем. Основными критериями оптимизации в данном случае выступают высота остаточного гребешка $h_{ост}$, определяющая качество поверхности, и количество рабочих ходов N , характеризующее производительность процесса. Установлено, что в зоне

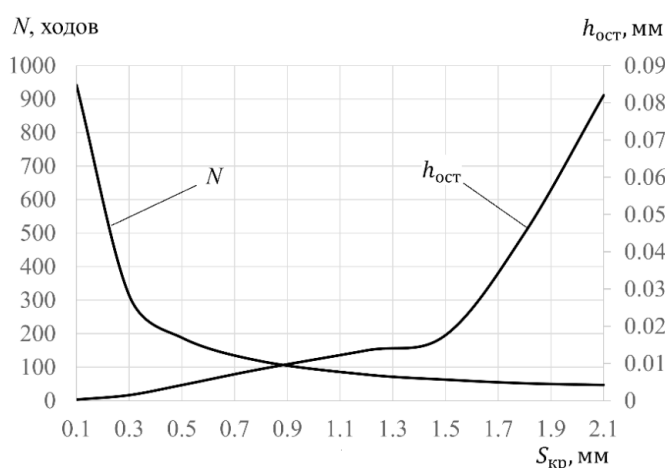


Рис. 5. Влияние шага круговой подачи $S_{кр}$ на высоту остаточного гребешка $h_{ост}$ и количество рабочих ходов N при упрочнении роликом с выпуклой рабочей поверхностью (вариант I)

Fig. 5. Effect of the circular feed step (S_{cr}) on the residual ridge height (h_{res}) and the number of passes N during hardening with a roller with a convex working surface (Variant I)

малых значений круговых подач ($S_{кр} \leq 0,3$ мм) обеспечивается минимальная шероховатость, однако это ведет к резкому росту трудоемкости ($N \approx 942$ хода) и создает технологическую опасность перенаклепа поверхностного слоя. Наиболее эффективным является диапазон круговых подач $S_{кр} = 0,5 \dots 0,9$ мм, при котором достигается 5...8-кратное снижение количества проходов при сохранении высоты микронеровностей в технологически целесообразных пределах ($h_{ост} \approx 0,004 \dots 0,008$ мм).

Дальнейшее увеличение шага круговой подачи приводит к дестабилизации процесса, что выражается в скачкообразном росте высоты гребешка до 0,062 мм при $S_{кр} = 1,9$ мм. Точка перегиба на графике находит свое физическое объяснение через сравнение шага круговой подачи с расчетной шириной единичного следа контакта (b). При выбранных параметрах обработки теоретическая ширина следа, рассчитанная по геометрической зависимости $b \approx 2\sqrt{2tR_{заг}R_{пр}} / (R_{заг} + R_{пр})$, составляет примерно 1,73 мм. Таким образом, превышение шага круговой подачи величины b ($S_{кр} > 1,73$ мм) становится лимитирующим фактором, приводящим к потере сплошности обработки и возникновению необработанных зон. Полученные данные подтверждают, что возможности повышения производительности схемы с тороидальным профилем ограничены условием перекрытия следов, это диктует необходимость поиска альтернативных схем деформирования с более широкой зоной контакта.

Выбор и обоснование параметров ролика с вогнутой рабочей поверхностью (вариант II). Переход к профильному ролику (с вогнутой рабочей поверхностью) обоснован необходимостью реализации конформного контакта, который позволяет значительно расширить зону пластической деформации по сравнению с вариантом I. Эффективность данной схемы во многом определяется разностью радиусов инструмента и заготовки $\Delta R = R_{пр} - R_{заг}$. Этот геометрический параметр является ключевым фактором, регулирующим характер взаимодействия поверхностей: от полнопрофильного охва-

та при минимальных значениях до трансформации в квазиточечный контакт при увеличении разности радиусов. При этом режим $R_{пр} \leq R_{заг}$ признан технически недопустимым из-за неизбежного врезания кромок инструмента в поверхность заготовки, вызывающего механическое разрушение структуры.

Анализ распределения интенсивности временных напряжений σ_i^{BP} (рис. 6) показал, что при минимальной разности радиусов $\Delta R = 0,1$ мм ($R_{пр} = 15,1$ мм, рис. 6, а) возникает критическая концентрация напряжений, достигающая 820,96 МПа (максимальная интенсивность остаточных напряжений при этом составляет 311 МПа). Это значение существенно превышает предел прочности стали 45 ($\sigma_B = 600$ МПа), что физически объясняется эффектом жесткого стеснения упругопластической деформации в условиях высокой конформности. В таком состоянии металл, зажатый в замкнутом пространстве вогнутого профиля, лишен возможности свободного течения в стороны, что приводит к резкому росту внутренних нагрузок выше порога разрушения.

Увеличение разности радиусов до $\Delta R = 1,0$ мм ($R_{пр} = 16,0$ мм, рис. 6, в) ведет к снижению интенсивности временных напряжений до 462,78 МПа, а остаточных – до 247 МПа, что нивелирует технологические преимущества профильного ролика вследствие значительного сокращения площади контакта. Рациональным признано значение $\Delta R = 0,5$ мм ($R_{пр} = 15,5$ мм, рис. 6, б), при котором уровень временных напряжений (538,63 МПа) достаточен для эффективного протекания интенсивной пластической деформации с формированием остаточных напряжений около 270 МПа, но остается в пределах безопасного диапазона, исключающего риск разрушения материала.

Предварительный анализ напряженного состояния позволяет выделить радиус $R_{пр} = 15,5$ мм как наиболее эффективный для упрочнения деталей диаметром 30 мм. Для окончательной верификации выбора помимо анализа интенсивности временных напряжений необходимо оценить влияние радиуса профиля на ключевые характе-

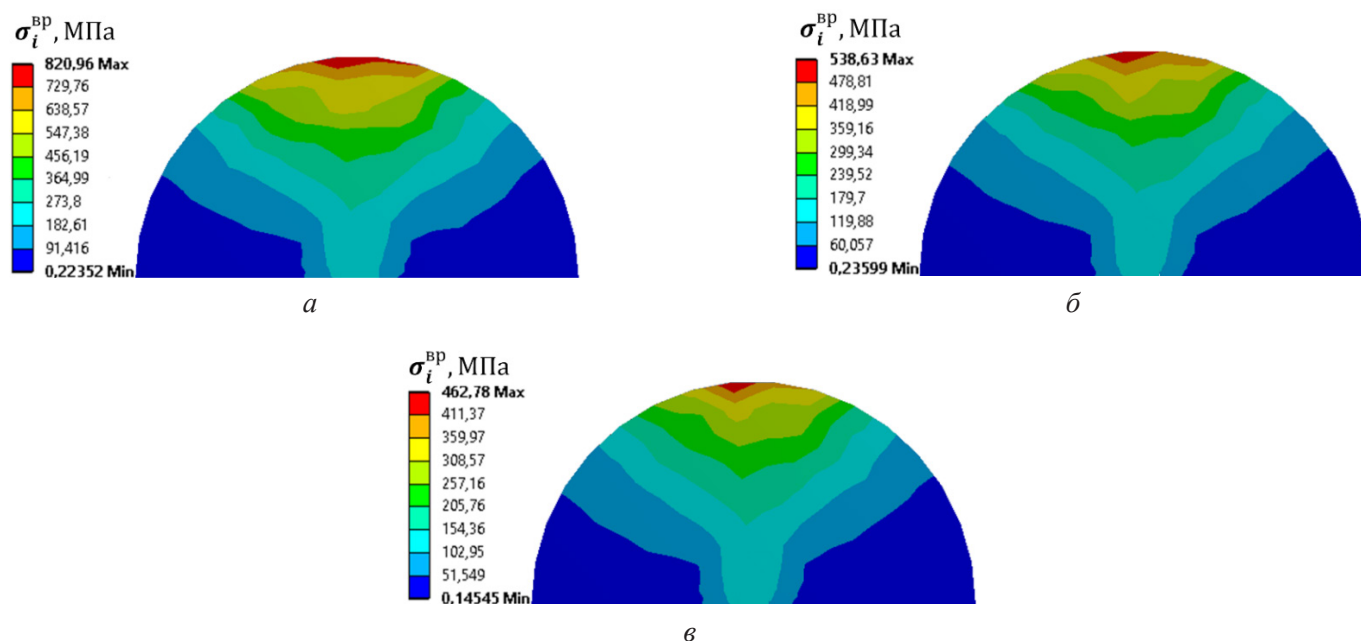


Рис. 6. Поля распределения интенсивности временных напряжений σ_i^{BP} в очаге деформации при разных радиусах профиля ролика:

$$R_{np} = 15,1 \text{ мм (a)}; R_{np} = 15,5 \text{ мм (б)}; R_{np} = 16,0 \text{ мм (в)}$$

Fig. 6. Distribution fields of transient stress magnitude σ_i^{tr} in the deformation zone at different roller profile radii:

$$R_{pr} = 15.1 \text{ mm (a)}; R_{pr} = 15.5 \text{ mm (б)}; R_{pr} = 16.0 \text{ mm (в)}$$

ристики формируемого слоя – глубину упрочнения (h_y) и высоту пластического напłyва (h_n). Результаты моделирования этих параметров представлены в виде графических зависимостей на рис. 7.

Анализ графических зависимостей, представленных на рис. 7 и аппроксимированных полиномами второго порядка ($h_y = -0,3056R_{np}^2 - 8,925R_{np} - 63,948$; $h_n = -0,0185R_{np}^2 + 0,591R_{np} - 4,6815$), демонстрирует высокую чувстви-

тельность процесса к изменению геометрии контакта. В отличие от выпуклого ролика здесь с увеличением радиуса R_{np} с 15,1 до 16,0 мм наблюдается одновременная деградация обоих показателей качества: глубина упрочненного слоя (h_y) резко падает почти в два раза (с 1,18 до 0,65 мм), а высота напłyва (h_n) возрастает с 0,006 до 0,018 мм. С сугубо геометрической точки зрения режим с минимальным радиусом ($R_{np} = 15,1$ мм) является безусловно лучшим, поскольку обеспечивает максимальную глубину проработки при минимальном искажении профиля.

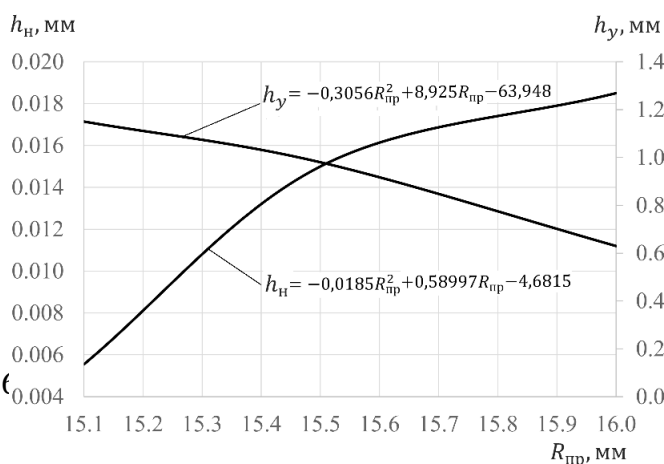


Рис. 7. Влияние радиуса профиля ролика R_{np} на глубину упрочнения h_y и высоту напłyва h_n

Fig. 7. Effect of the roller profile radius (R_{pr}) on the hardening depth (h_h) and the pile-up height (h_p)

Однако верификация данного режима по критерию интенсивности временных напряжений (σ_i^{BP}) (рис. 6) вскрывает его технологическую несостоятельность: возникающая максимальная интенсивность напряжений (820,96 МПа) критически превышает предел прочности материала. Для разрешения этого противоречия был использован метод анализа

пересечения нормированных функций, аналогичный примененному для рис. 4. На основе этого подхода была определена рациональная точка компромисса: $R_{\text{пр}} = 15,5$ мм. Такой выбор позволяет «отойти» от опасной зоны разрушения, снизив интенсивность напряжений $\sigma_i^{\text{вп}}$ до безопасного уровня (538,63 МПа), но при этом сохранить высокие показатели качества поверхностного слоя: интенсивность остаточных напряжений формируется на уровне 270 МПа, глубина упрочнения удерживается на уровне $h_y \approx 0,91$ мм, а высота наплыва не превышает 0,015 мм.

Как было обосновано ранее, при рациональном радиусе профиля $R_{\text{пр}} = 15,5$ мм высота наплыва (h_n) минимизируется благодаря эффекту конформного контакта. Это создает благоприятные предпосылки для процесса обработки, так как малый объем вытесняемого металла по сторонам контакта позволяет значительно увеличить шаг круговой подачи $S_{\text{кр}}$ без резкого роста высоты остаточного гребешка ($h_{\text{ост}}$) при перекрытии следов деформации. Для научного обоснования возможности применения высоких круговых подач необходимо оценить теоретическую ширину единичного следа контакта (b). При выбранных параметрах ($R_{\text{пр}} = 15,5$ мм, $R_{\text{заг}} = 15$ мм) и глубине внедрения $t = 0,1$ мм ширина пятна контакта определяется следующим геометрическим соотношением:

$$b \approx 2 \sqrt{\frac{2tR_{\text{заг}}R_{\text{пр}}}{R_{\text{пр}} - R_{\text{заг}}}} \approx 2 \sqrt{\frac{2 \cdot 0,1 \cdot 15 \cdot 15,5}{15,5 - 15}} \approx 19,3 \text{ мм.}$$

Учитывая, что теоретическая ширина контакта ($b \approx 19,3$ мм) многократно превышает величину шага круговой подачи, формируются объективные предпосылки для кратного повышения производительности процесса. С целью проверки данной гипотезы было проведено моделирование в широком диапазоне круговых подач $S_{\text{кр}} = 1,0 \dots 4,5$ мм, результаты которого по изменению высоты остаточного гребешка ($h_{\text{ост}}$) и количества рабочих ходов (N) представлены на рис. 8.

Анализ динамики формирования микрорельефа подтверждает, что благодаря высокому

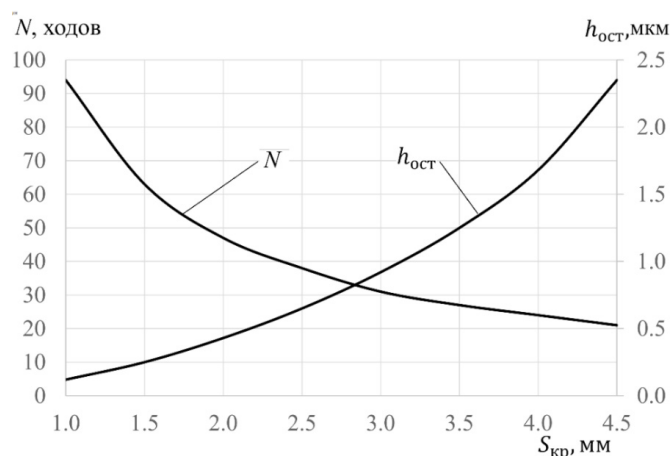


Рис. 8. Зависимость высоты остаточного гребешка ($h_{\text{ост}}$) и количества рабочих ходов (N) от шага круговой подачи ($S_{\text{кр}}$) при упрочнении роликом с вогнутым профилем

Fig. 8. Dependence of the residual ridge height (h_{res}) and the number of passes (N) on the circular feed step (S_{cr}) during hardening with a concave profile roller

геометрическому соответствию профиля инструмента и заготовки высота гребешка между смежными следами обработки остается минимальной даже при значительном удалении витков друг от друга. Результаты моделирования показывают, что даже при увеличении круговой подачи до $S_{\text{кр}} = 3,0$ мм расчетная высота остаточного гребешка $h_{\text{ост}}$ составляет около 0,92 мкм. Это значение существенно ниже высоты микронеровностей, характерной для тороидального профиля, работающего на значительно меньшей круговой подаче ($S_{\text{кр}} = 1,0$ мм). Резкое снижение количества рабочих ходов N с 94 до 31 при переходе к подаче $S_{\text{кр}} = 3,0$ мм позволяет сократить машинное время в три раза, сохраняя при этом параметры шероховатости в пределах требований к чистовой обработке. Таким образом, использование профильного ролика позволяет эффективно преодолеть кинематические ограничения базовых схем деформирования.

Однако высокая конформность контакта, обеспечивающая превосходное качество поверхности и высокую производительность процесса ППД, имеет и свои технологические ограничения. Распределение усилия деформирования по широкому пятну контакта ($b \approx 19,3$ мм) ведет к снижению удельного контактного давления по сравнению с точечным контактом тороидального

профиля. В результате этого глубина упрочненного слоя и уровень накопленных остаточных напряжений сжатия при использовании профильного ролика оказываются относительно меньшими. Эта особенность указывает на то, что выбор профильного ролика является рациональным в тех случаях, когда приоритет отдается производительности и минимизации шероховатости, в то время как для получения максимальной глубины упрочнения могут потребоваться иные схемные решения.

Выбор и обоснование параметров ролика с прямолинейной рабочей поверхностью (вариант III). Данный инструмент характеризуется линейным контактом (рис. 1, з), что теоретически позволяет существенно увеличить величину круговой подачи $S_{кр}$ для исследования потенциала дальнейшего повышения производительности упрочнения. Однако на практике реализация схемы с прямолинейной образующей сопряжена с возникновением специфических краевых эффектов (концентрации напряжений на торцах инструмента), требующих детального изучения.

Анализ напряженно-деформированного состояния при использовании гладкого цилиндрического профиля ($D_{ин} = 40$ мм, $B = 10$ мм) выявил значительную неоднородность силового поля. Острые кромки инструмента (90°) вызывают эффект сингулярности, при котором пиковые напряжения ($830...835$ МПа) существенно превышают предел прочности материала [23]. Это провоцирует микроразрушение поверхности и

интенсивное боковое течение металла с образованием высоких наплывов, тогда как в центре зоны контакта интенсивность напряжений снижается до 550 МПа, формируя нежелательный «седлообразный» профиль давления (рис. 9, а).

Для стабилизации процесса предложен модифицированный цилиндрический ролик шириной $B = 10$ мм, конструктивные параметры которого приведены на рис. 10. Инструмент оснащен центральным цилиндрическим участком шириной $l = 3$ мм, плавно переходящим через галтели в боковые участки с углом наклона $\alpha \approx 1^\circ$ (радиальное понижение $\Delta h = 0,05$ мм).

Галтельные переходы создают эффект управляемого стеснения в зоне контакта. Плавно ограничивая боковое течение металла, они направляют деформацию вглубь заготовки [24]. В результате краевые пики напряжений полностью нивелируются, а в центре (под центральным цилиндрическим участком) формируется равномерное поле временных сжимающих напряжений с оптимальными значениями 540...568,7 МПа (рис. 9, б).

Различия в распределении действующих напряжений (рис. 9) закономерно определяют макрогеометрию очага деформации и характер формирования упрочненного слоя. Для наглядного представления исследуемых физико-механических параметров и их локализации в поперечном сечении контакта построены расчетные профили поверхности, представленные на рис. 11. Количественные показатели, отражающие влияние профиля инструмента на качество поверхностного слоя, обобщены в табл. 3.

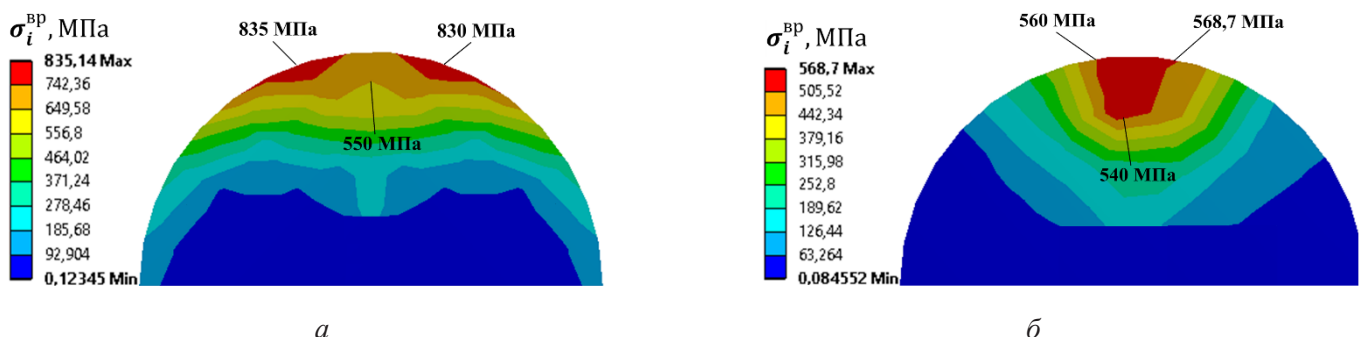


Рис. 9. Поля распределения интенсивности временных напряжений (σ_i^{BP}) в поперечном сечении заготовки:

а – гладкий цилиндрический профиль; б – модифицированный цилиндрический профиль

Fig. 9. Distribution fields of transient stress magnitude (σ_i^{tr}) in the cross-section of the workpiece:

a – smooth cylindrical profile; б – modified cylindrical profile

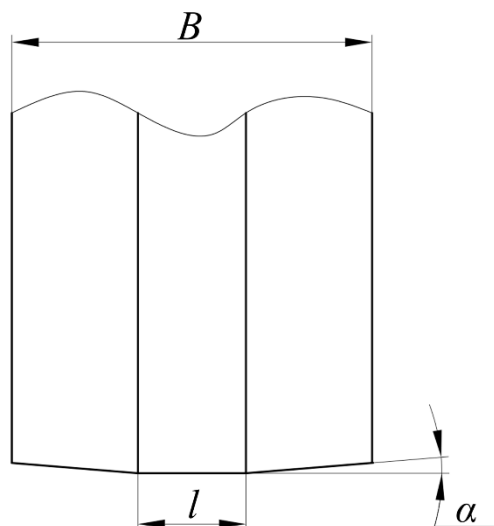


Рис. 10. Конструктивные параметры модифицированного ролика с центральным цилиндрическим участком и галтелями ($\alpha \approx 1^\circ$, $\Delta h = 0,05$ мм)

Fig. 10. Design parameters of the modified roller with a central cylindrical section and fillets ($\alpha \approx 1^\circ$, $\Delta h = 0.05$ мм)

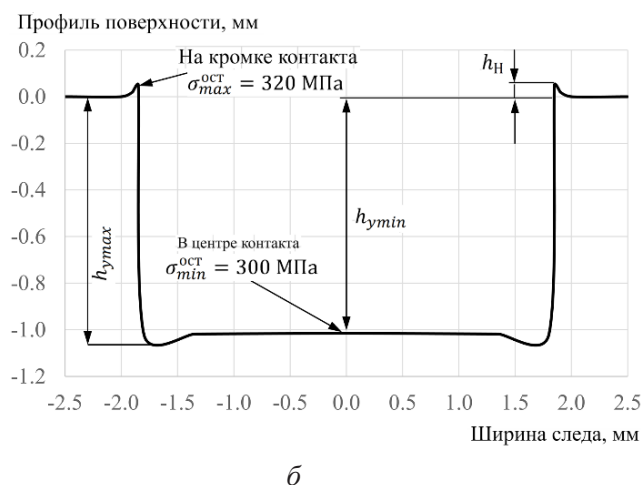
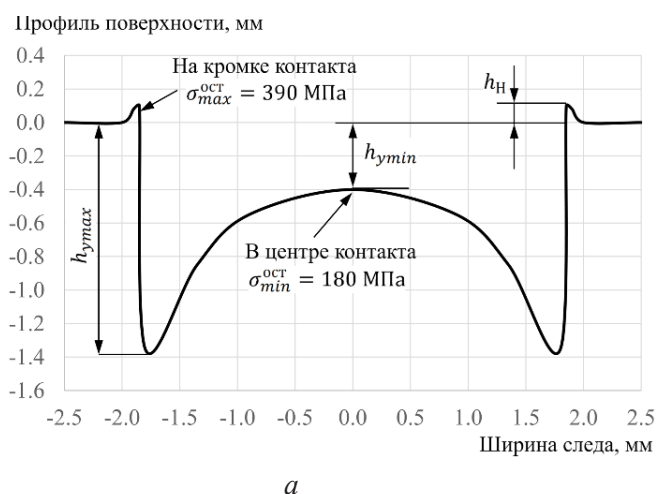


Рис. 11. Схема профиля следа и локализация физико-механических параметров поверхностного слоя:
а – гладкий цилиндрический профиль; б – модифицированный профиль

Fig. 11. Diagram of the trace profile and localization of the physical and mechanical parameters of the surface layer:

а – smooth cylindrical profile; б – modified profile

Анализ данных табл. 3 и профилей следа (рис. 11) показывает, что благодаря эффекту управляемого стеснения высота остаточного напыва сокращается более чем в 5,5 раза – с 37,7 до 6,5 мкм относительно базового инструмента. Несмотря на то что пиковая глубина упрочнения у гладкого цилиндрического профиля несколько выше (1,35 мм), она характеризуется экстремальной неоднородностью с резким падением в центре контакта до 0,4 мм. В свою очередь, использование модифицированного профиля гарантирует формирование равномерного упрочненного слоя прямоугольной формы глубиной 1,015...1,020 мм по всей ширине зоны обработки.

Аналогичная тенденция прослеживается в распределении остаточных напряжений: модифицированный профиль обеспечивает стабильный уровень напряжений в диапазоне 300...320 МПа, тогда как гладкий цилиндрический профиль демонстрирует значительный градиент значений (от 180 до 390 МПа) между центром и периферией контакта. Таким образом, предлагаемая конструкция инструмента позволяет достичь высокого качества и однородности состояния поверхностного слоя, исключая опасные концентраторы напряжений и дефекты макрогеометрии.

Стабильность напряженно-деформированного состояния и улучшенная макрогеометрия

Сравнительный анализ физико-механических параметров поверхностного слоя после упрочнения роликом с гладким цилиндрическим профилем и модифицированным профилем

Comparative analysis of the physical and mechanical parameters of the surface layer after hardening by a roller with a smooth cylindrical profile and a modified profile

Группа параметров / Parameter group	Локализация параметров / Parameter localization	Гладкий цилиндрический профиль / Smooth cylindrical profile	Модифицированный профиль / Modified profile
h_n / h_p	На кромке следа / At the edge of the track	37,7 мкм / 37.7 μm	6,5 мкм / 6.5 μm
h_{y_max} / h_{h_max}	На кромке контакта / At the edge of contact	1,35 мм / 1.35 mm	1,02 мм / 1.02 mm
h_{y_min} / h_{h_min}	В центре контакта / At the center of contact	0,4 мм / 0.4 mm	1,015 мм / 1.015 mm
$\sigma_{\text{ост}}^{\text{max}} / \sigma_{\text{max}}^{\text{res}}$	На кромке контакта / At the edge of contact	390 МПа / 390 MPa	320 МПа / 320 MPa
$\sigma_{\text{мин}}^{\text{ост}} / \sigma_{\text{мин}}^{\text{res}}$	В центре контакта / At the center of contact	180 МПа / 180 MPa	300 МПа / 300 MPa

следа, достигнутые при использовании модифицированного профиля в условиях единичного акта деформирования, создают предпосылки для значительного увеличения круговых подач ($S_{\text{кр}}$)

без потери качества поверхности. При переходе от формирования одиночного следа к непрерывной обработке сплошной поверхности влияние шага круговой подачи на выходные параметры процесса становится определяющим фактором.

Как показано на рис. 12, в широком диапазоне круговых подач ($S_{\text{кр}} = 0,5 \dots 2,5$ мм) высота

микронеровностей сохраняется на стабильно низком уровне (0,002...0,005 мм) за счет эффекта перекрытия следов от центрального цилиндрического участка. При этом количество необходимых рабочих ходов сокращается с 189 до 38, что подтверждает возможность достижения высокой производительности при сохранении требуемого качества. Оптимальным режимом является круговая подача $S_{\text{кр}} = 2,5$ мм, обеспечивающая максимальную эффективность процесса. Дальнейшее увеличение шага подачи свыше 3,0 мм приводит к резкому скачкообразному росту $h_{\text{ост}}$ до 0,072 мм вследствие превышения ширины инструмента и потери сплошно-

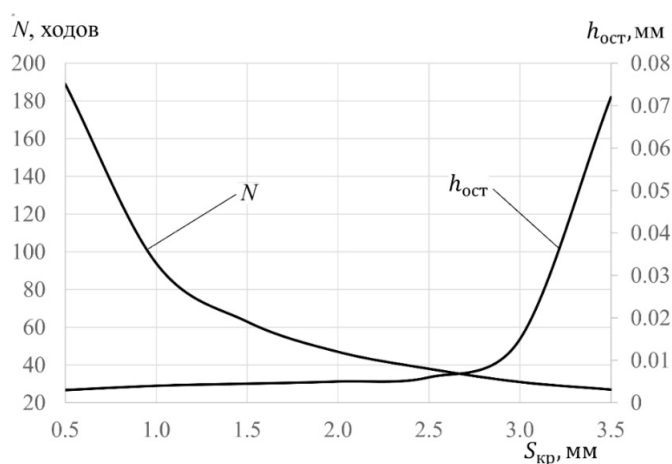


Рис. 12. Влияние шага круговой подачи ($S_{\text{кр}}$) на высоту остаточного гребешка ($h_{\text{ост}}$) и количество рабочих ходов (N) при обработке модифицированным профилем

Fig. 12. Effect of the circular feed step (S_{cr}) on the residual ridge height (h_{res}) and the number of passes (N) during processing with a modified profile

сти обработки. Таким образом, предложенная конструкция галтельного ролика позволяет реализовать высокопроизводительное деформирование в условиях управляемого стеснения, гарантируя равномерное упрочнение и минимальную шероховатость.

Обобщающий анализ и теоретическое обоснование эффективности контактных профилей рабочих инструментов. Сравнительный анализ технико-экономических показателей, представленных в табл. 4, выявил фундаментальные различия в механике формирования поверхностного слоя в зависимости от реализуемых условий контактирования инструмента с заготовкой. Использование разных вариантов профилирования ролика определяет специфику контактного взаимодействия – переход от точечного контакта к линейному, что напрямую влияет на напряженно-деформированное состояние металла в очаге деформации.

Как показывают данные табл. 4, применение тороидального ролика ($R_{пр} = 5$ мм) обеспечивает наибольшую глубину упрочнения (1,15 мм) и максимальный уровень остаточных напряжений ($\sigma_{\max}^{\text{ост}}$). Однако в силу специфики квазиточечного контакта эти экстремальные значения концентрируются исключительно в центре очага деформации, образуя неравномерный профиль микрорельефа. Кроме того, данная схема требует назначения малых шагов круговой подачи ($S_{кр} = 0,5$ мм) для обеспечения сплошности об-

работки. Это неизбежно приводит к значительному увеличению количества рабочих ходов ($N = 188$) и делает процесс крайне низкопроизводительным.

В качестве альтернативы использование профильного ролика ($R_{пр} = 15,5$ мм) с конформным контактом позволяет кардинально повысить производительность ($N = 31$ ход) и достичь минимальной шероховатости ($h_{\text{ост}} \approx 0,7 \dots 1,2$ мкм).

Тем не менее распределение усилия деформирования по значительно увеличенной площади контакта неизбежно приводит к снижению удельного давления ниже критического порога, необходимого для глубокой пластической деформации. Как следствие, глубина упрочненного слоя падает до минимального значения 0,91 мм, а уровень остаточных напряжений (около 270 МПа) оказывается недостаточным для обеспечения высокой усталостной прочности тяжело нагруженных деталей. Таким образом, профильный ролик решает задачу производительности и качества поверхности, но проигрывает в обеспечении прочностных характеристик.

Разрешение выявленного технологического противоречия достигается при использовании

Таблица 4

Table 4

Сводная оценка технико-экономических показателей в зависимости от профиля рабочего инструмента

Summary evaluation of the technical and economic indicators depending on the working tool profile

Показатель / Indicator	Тороидальный ($R_{пр} = 5$ мм) / Toroidal ($R_{pr} = 5.0$ mm)	Профильный ($R_{пр} = 15,5$ мм) / Profiled ($R_{pr} = 15.5$ mm)	Модифицированный профиль / Modified profile
Круговая подача ($S_{кр}$) / Circular feed (S_{cr})	0,5 мм / 0.5 mm	3,0 мм / 3.0 mm	2,5 мм / 2.5 mm
Глубина упрочнения (h_y) / Hardening depth (h_h)	1,15 мм / 1.15 mm	0,91 мм / 0.91 mm	1,02 мм / 1.02 mm
Остаточные напряжения ($\sigma_{\max}^{\text{ост}}$) / Residual stress ($\sigma_{\max}^{\text{res}}$)	365 МПа / 365 MPa	270 МПа / 270 MPa	320 МПа / 320 MPa
Высота микронеровностей ($h_{\text{ост}}$) / Surface roughness height (h_{res})	4...8 мкм / 4...8 μm	0,7...1,2 мкм / 0.7...1.2 μm	2...5 мкм / 2...5 μm
Количество рабочих ходов (N) / Number of passes (N)	188	31	38

модифицированного цилиндрического профиля ($S_{кр} = 2,5$ мм). Предложенная геометрия с галтельными переходами реализует механизм деформирования в условиях «управляемого стеснения», что позволяет объединить преимущества базовых схем. При производительности, сопоставимой с профильным инструментом ($N = 38$ ходов), модифицированный профиль обеспечивает глубину упрочнения 1,02 мм (что всего на 10 % уступает показателям тороидального инструмента), сохраняя при этом высоту микронеровностей на низком уровне ($h_{ост} \approx 2,0 \dots 5,0$ мкм) за счет выглаживающего действия цилиндрического участка. Ключевым научным достижением является трансформация эпюры распределения остаточных напряжений из пиковой в квазипрямоугольную форму с уровнем 320 МПа (рис. 11, б). Это свидетельствует о формировании однородного упрочненного массива («монолита»), который лишен зон локальной концентрации, свойственных тороидальной схеме, и зон недостаточной проработки, характерных для профильного ролика.

Перспективным направлением дальнейших исследований является экспериментальная верификация полученных численных результатов, а также изучение чувствительности предложенной модели к вариации физико-механических свойств обрабатываемых материалов (в том числе для сталей с различным уровнем прочности). Для подтверждения адекватности разработанной математической модели планируется проведение натурных экспериментов с измерением остаточных напряжений методом рентгеновской дифрактометрии, а также с исследованием распределения микротвердости по глубине упрочненного слоя. Кроме того, предполагается оценка топографии и параметров шероховатости обработанных поверхностей с применением современных методов профилометрии. Полученные результаты позволят подтвердить достоверность теоретических выводов и уточнить параметры разработанной конечно-элементной модели.

Выводы

В соответствии с целью работы на основе численного моделирования и решения двухкри-

териальной задачи оптимизации сформулированы следующие выводы.

1. В ходе поэтапного анализа установлено, что рациональным геометрическим параметром для тороидального профиля является радиус $R_{пр} = 5$ мм, а для профильного ролика – $R_{пр} = 15,5$ мм. При этом выявлено, что гладкий цилиндрический профиль, несмотря на теоретические преимущества линейного контакта, на практике демонстрирует критический недостаток – формирование высокого пластического наплыва на кромках ($h_n \approx 37,7$ мкм) и крайне неоднородное поле напряжений.

2. Сравнительная оценка эффективности контактных профилей показала, что ни одна из базовых схем не позволяет комплексно решить технологическую задачу. В частности, схема с тороидальным профилем, выигрывая по глубине упрочнения (1,15 мм), критически проигрывает по производительности ($N = 188$ ходов), в то время как использование профильного ролика обеспечивает высокую скорость обработки ($N = 31$), но не создает достаточного давления для достижения требуемой глубины ($h_y < 1,0$ мм). Наконец, гладкий цилиндрический профиль оказывается непригодным для качественной обработки из-за выраженных краевых эффектов.

3. Обоснование преимуществ модифицированной геометрии профиля доказывает, что разработанная конструкция галтельного ролика позволяет преодолеть ограничения базовых схем за счет реализации механизма деформирования в условиях «управляемого стеснения». Это техническое решение обеспечило минимизацию высоты пластического наплыва с 37,7 мкм (у базового цилиндрического профиля) до 6,5 мкм, что позволило увеличить круговую подачу до $S_{кр} = 2,5$ мм без ухудшения финальной шероховатости ($h_{ост} \approx 2 \dots 5$ мкм). В результате достигнута комплексная эффективность: сформирован упрочненный слой глубиной 1,02 мм с однородной (квазипрямоугольной) эпюрой распределения сжимающих остаточных напряжений (300...320 МПа) при производительности, практически в пять раз превышающей показатели схемы с тороидальным профилем.

Список литературы

1. Сулов А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. – М.: Машиностроение, 2000. – 320 с. – ISBN 5-217-02976-5.
2. Surface integrity in material removal processes: Recent advances / I.S. Jawahir, E. Brinksmeier, R. M'Saoubi, D.K. Aspinwall, J.C. Outeiro, D. Meyer, D. Umbrello, A.D. Jayal // CIRP Annals. – 2011. – Vol. 60 (2). – P. 603–626. – DOI: 10.1016/j.cirp.2011.05.002.
3. Сулов А.Г., Безъязычный В.Ф., Панфилов Ю.В. Технология и инструменты отделочно-упрочняющей обработки деталей поверхностным пластическим деформированием. В 2 т. Т. 2. – М.: Машиностроение, 2014. – 444 с. – ISBN 978-5-94275-710-6.
4. Çelik Y., Yıldız T. The influence of roller burnishing process parameters on surface quality and fatigue life of AA 7075-T6 alloy // Material Science & Engineering Technology. – 2022. – Vol. 53 (5). – P. 608–616. – DOI: 10.1002/mawe.202100291.
5. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: справочник. – М.: Машиностроение, 1987. – 328 с.
6. Смелянский В.М. Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием. – М.: Машиностроение, 2002. – 300 с. – ISBN 5-217-03065-8.
7. Korzynski M. Modeling and experimental validation of the force-surface roughness relation for smoothing friction burnishing with a spherical tool // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2007. – Vol. 47 (12–13). – P. 1956–1964. – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2007.03.002.
8. Slide burnishing – review and prospects / J.T. Maximov, G.V. Duncheva, A.P. Anchev, M.D. Ichkova // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2019. – Vol. 104 (1–4). – P. 785–801. – DOI: 10.1007/s00170-019-03881-1.
9. Raza A., Kumar S. A critical review of tool design in burnishing process // Tribology International. – 2022. – Vol. 174. – P. 107717. – DOI: 10.1016/j.triboint.2022.107717.
10. Cui L., He Y. A new logarithmic profile model and optimization design of cylindrical roller bearing // Industrial Lubrication and Tribology. – 2015. – Vol. 67 (5). – P. 498–508. – DOI: 10.1108/ILT-01-2015-0006.
11. Influence of process and geometry parameters on the surface layer state after roller burnishing of IN718 / F. Klocke, V. Bäcker, H. Wegner, B. Feldhaus, H.-U. Baron, R. Hessert // Production Engineering. – 2009. – Vol. 3 (4–5). – P. 391–399. – DOI: 10.1007/s11740-009-0182-0.
12. Halme J., Andersson P. Rolling contact fatigue and wear fundamentals for rolling bearing diagnostics // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology. – 2010. – Vol. 224 (4). – P. 377–393. – DOI: 10.1243/13506501JET656.
13. Hassan A.M. The effects of ball- and roller-burnishing on the surface roughness and hardness of some non-ferrous metals // Journal of Materials Processing Technology. – 1997. – Vol. 72 (3). – P. 385–391. – DOI: 10.1016/S0924-0136(97)00199-4.
14. Dzierwa A., Markopoulos A.P. Influence of ball-burnishing process on surface topography parameters and tribological properties of hardened steel // Machines. – 2019. – Vol. 7 (1). – P. 11. – DOI: 10.3390/machines7010011.
15. Effect of hot burnishing aided by infrared radiation on the modification of surface and subsurface of AISI 1045 steel / L.E.A. Sanchez, F. Giaretta, L.G. Nogueira, R.I. Neto // Procedia CIRP. – 2017. – Vol. 58. – P. 463–468. – DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.254.
16. Зайдес С.А., Нго Као Кыонг. Интенсификация напряженно-деформированного состояния в очаге деформации при тесненных условиях нагружения // Вестник Иркутского государственного технического университета. – 2015. – № 7 (102). – С. 55–59.
17. Finite element and experimental study of the residual stresses in 2024-T3 Al alloy treated via single toroidal roller burnishing / G.V. Duncheva, J.T. Maximov, A.P. Anchev, V.P. Dunchev, T.P. Atanasov, J. Capek // Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. – 2021. – Vol. 43. – P. 52. – DOI: 10.1007/s40430-020-02775-8.
18. Mohammadi F., Sedaghati R., Bonakdar A. Finite element analysis and design optimization of low plasticity burnishing process // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2014. – Vol. 70 (5–8). – P. 1337–1354. – DOI: 10.1007/s00170-013-5406-y.
19. Numerical investigation of ball burnishing process using a comprehensive three-dimensional finite element model / M. Elsamanty, W.F. Youssef, M. Abdulsalam, A. Ibrahim // International Journal of Precision Engineering and Manufacturing. – 2025. – Vol. 27 (2). – P. 529–547. – DOI: 10.1007/s12541-025-01372-w.
20. Balland P., Tabourot L., Degre F. Mechanics of the burnishing process // Precision Engineering. – 2013. – Vol. 37. – P. 129–134. – DOI: 10.1016/j.precisioneng.2012.07.008.
21. Effect of ball burnishing pressure on surface roughness by low plasticity burnishing Inconel 718 pre-turned surface / P. Cui, Z. Liu, X. Yao, Y. Cai // Materials. – 2022. – Vol. 15 (22). – P. 8067. – DOI: 10.3390/ma15228067.



22. *Ciulli E., Betti A., Forte P.* The applicability of the Hertzian formulas to point contacts of spheres and spherical caps // *Lubricants*. – 2022. – Vol. 10 (10). – P. 233. – DOI: 10.3390/lubricants10100233.

23. *Зайдес С.А., Ле Т.Т.* Оценка влияния направления упрочненных армированных волокон на деформирующую способность цилиндрических деталей // *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*. – 2025. – № 9 (786). – С. 41–52. – EDN: OHOISU.

24. *Блюментейн В.Ю.* Механика технологического наследования как научная основа проектирования сложнопрофильных инструментов для упрочняющей обработки поверхностным пластическим деформированием // *Научные технологии в машиностроении*. – 2017. – № 8. – С. 7–16. – DOI: 10.12737/article_5971e6e56cd3d8.31840363.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2026 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0>).



Obrabotka metallov -

Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Selection and justification of geometric parameters of the roller contact surface for line-by-line surface plastic deformation

Semen Zaydes^a, Thanh Chung Le^{b,*}

Irkutsk National Research Technical University, 83 Lermontov str., Irkutsk, 664074, Russian Federation

^a <http://orcid.org/0000-0001-9416-7749>, zsa@ex.istu.edu; ^b <http://orcid.org/0009-0003-2787-1746>, lechung275@gmail.com

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 03 March 2026

Revised: 16 March 2026

Accepted: 21 March 2026

Available online: 15 June 2026

Keywords:

Surface plastic deformation

Line-by-line processing

Annular roller

Contact surface geometry

Finite element method

Residual stresses

Hardening depth

Microrelief

Controlled deformation constraint

Modified profile

ABSTRACT

Introduction. The paper is devoted to the selection and justification of rational geometric parameters for the contact surface of an annular roller used in line-by-line surface plastic deformation (SPD). The relevance of this work stems from the need to enhance the service performance of machine components while ensuring high surface quality and processing productivity. **The purpose of the study** is to determine a tool working profile geometry that provides maximum hardening depth and compressive residual stress levels with minimal distortion of the surface microgeometry under conditions of overlapping single deformation tracks. **Methods.** To solve the formulated problem, the finite element method (FEM) implemented in the ANSYS Workbench software package (Transient Structural module) was employed, using a bilinear isotropic hardening model for Steel 45 (AISI 1045). A comparative analysis of three roller profile types was performed: convex (toroidal), concave (profiled), and straight (cylindrical). During the computational experiment, the tool profile radius and the circular feed step were varied. The efficiency was evaluated based on the criteria of hardened layer depth, residual stress magnitude, and the height of plastic pile-up at the boundaries of adjacent processing tracks. **Results and Discussion.** It is established that the rational profile radius for the toroidal profile is 5.0 mm, and for the profiled roller – 15.5 mm. The disadvantages of the basic geometries are identified: the toroidal roller provides a hardening depth of 1.15 mm but requires small feeds (resulting in low productivity); the profiled roller allows for increased feed, but the hardening depth decreases to 0.91 mm. It is shown that the use of a modified cylindrical profile with fillet transitions enables the effect of “controlled constraint” of plastic deformation. This geometry ensures the formation of a uniform hardened layer with a depth of 1.02 mm, residual stresses of 300–320 MPa, and a micro-irregularity height of 2–5 μm. **Conclusions.** The application of the developed tool makes it possible to increase the productivity of the SPD process by 5 times compared to the toroidal roller without loss of surface layer quality. The obtained results can be recommended for the design of technological tooling for the finishing and hardening treatment of critical machine components operating under cyclic loads.

For citation: Zaydes S.A., Le T.C. Selection and justification of geometric parameters of the roller contact surface for line-by-line surface plastic deformation. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2026, vol. 28, no. 2, pp. 136–156. DOI: 10.17212/1994-6309-2026-28.2-136-156. (In Russian).

References

1. Suslov A.G. *Kachestvo poverkhnostnogo sloya detalei mashin* [Quality of the surface layer of machine parts]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2000. 320 p. ISBN 5-217-02976-5.
2. Jawahir I.S., Brinksmeier E., M'Saoubi R., Aspinwall D.K., Outeiro J.C., Meyer D., Umbrello D., Jayal A.D. Surface integrity in material removal processes: Recent advances. *CIRP Annals*, 2011, vol. 60 (2), pp. 603–626. DOI: 10.1016/j.cirp.2011.05.002.
3. Suslov A.G., Bez'yazychnyi V.F., Panfilov Yu.V. *Tekhnologiya i instrumenty otdelochno-uprochnyayushchei obrabotki detalei poverkhnostnym plasticheskim deformirovaniem*. V 2 t. T. 2 [Technology and tools for finishing and

* Corresponding author

Le Thanh Chung, Postgraduate Student
 Irkutsk National Research Technical University,
 83 Lermontov str.,
 664074, Irkutsk, Russian Federation
 Tel.: +7 950 123-53-82, e-mail: lechung275@gmail.com



strengthening treatment of parts by surface plastic deformation. In 2 vol. Vol. 2]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2014. 444 p. ISBN 978-5-94275-710-6.

4. Çelik Y., Yıldız T. The influence of roller burnishing process parameters on surface quality and fatigue life of AA 7075-T6 alloy. *Material Science & Engineering Technology*, 2022, vol. 53 (5), pp. 608–616. DOI: 10.1002/mawe.202100291.

5. Odintsov L.G. *Uprochnenie i otdelka detalei poverkhnostnym plasticheskim deformirovaniem* [Strengthening and finishing of parts by surface plastic deformation]. Handbook. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1987. 328 p.

6. Smelyanskii V.M. *Mekhanika uprochneniya detalei poverkhnostnym plasticheskim deformirovaniem* [Mechanics of hardening of parts by surface plastic deformation]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2002. 300 p. ISBN 5-217-03065-8.

7. Korzynski M. Modeling and experimental validation of the force-surface roughness relation for smoothing friction burnishing with a spherical tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2007, vol. 47 (12–13), pp. 1956–1964. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2007.03.002.

8. Maximov J.T., Duncheva G.V., Anchev A.P., Ichkova M.D. Slide burnishing – review and prospects. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, vol. 104 (1–4), pp. 785–801. DOI: 10.1007/s00170-019-03881-1.

9. Raza A., Kumar S. A critical review of tool design in burnishing process. *Tribology International*, 2022, vol. 174, p. 107717. DOI: 10.1016/j.triboint.2022.107717.

10. Cui L., He Y. A new logarithmic profile model and optimization design of cylindrical roller bearing. *Industrial Lubrication and Tribology*, 2015, vol. 67 (5), pp. 498–508. DOI: 10.1108/ILT-01-2015-0006.

11. Klocke F., Bäcker V., Wegner H., Feldhaus B., Baron H.U., Hessert R. Influence of process and geometry parameters on the surface layer state after roller burnishing of IN718. *Production Engineering*, 2009, vol. 3 (4–5), pp. 391–399. DOI: 10.1007/s11740-009-0182-0.

12. Halme J., Andersson P. Rolling contact fatigue and wear fundamentals for rolling bearing diagnostics. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology*, 2010, vol. 224 (4), pp. 377–393. DOI: 10.1243/13506501JET656.

13. Hassan A.M. The effects of ball- and roller-burnishing on the surface roughness and hardness of some non-ferrous metals. *Journal of Materials Processing Technology*, 1997, vol. 72 (3), pp. 385–391. DOI: 10.1016/S0924-0136(97)00199-4.

14. Dzierwa A., Markopoulos A.P. Influence of ball-burnishing process on surface topography parameters and tribological properties of hardened steel. *Machines*, 2019, vol. 7 (1), p. 11. DOI: 10.3390/machines7010011.

15. Sanchez L.E.A., Giaretta F., Nogueira L.G., Neto R.I. Effect of hot burnishing aided by infrared radiation on the modification of surface and subsurface of AISI 1045 steel. *Procedia CIRP*, 2017, vol. 58, pp. 463–468. DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.254.

16. Zaides S.A., Ngo Cao Cuong. Intensifikatsiya napryazhenno-deformirovannogo sostoyaniya v ochage deformatsii pri stesnennykh usloviyakh nagruzheniya [Stress-strain state intensification in deformation zone under constraint loading conditions]. *Vestnik Irkutskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta = Proceedings of Irkutsk State Technical University*, 2015, no. 7 (102), pp. 55–59.

17. Duncheva G.V., Maximov J.T., Anchev A.P., Dunchev V.P., Atanasov T.P., Capek J. Finite element and experimental study of the residual stresses in 2024-T3 Al alloy treated via single toroidal roller burnishing. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 2021, vol. 43, p. 52. DOI: 10.1007/s40430-020-02775-8.

18. Mohammadi F., Sedaghati R., Bonakdar A. Finite element analysis and design optimization of low plasticity burnishing process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2014, vol. 70 (5–8), pp. 1337–1354. DOI: 10.1007/s00170-013-5406-y.

19. Elsamanty M., Youssef W.F., Abdulsalam M., Ibrahim A. Numerical investigation of ball burnishing process using a comprehensive three-dimensional finite element model. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 2025, vol. 27 (2), pp. 529–547. DOI: 10.1007/s12541-025-01372-w.

20. Balland P., Tabourot L., Degre F. Mechanics of the burnishing process. *Precision Engineering*, 2013, vol. 37, pp. 129–134. DOI: 10.1016/j.precisioneng.2012.07.008.

21. Cui P., Liu Z., Yao X., Cai Y. Effect of ball burnishing pressure on surface roughness by low plasticity burnishing Inconel 718 pre-turned surface. *Materials*, 2022, vol. 15 (22), p. 8067. DOI: 10.3390/ma15228067.

22. Ciulli E., Betti A., Forte P. The applicability of the Hertzian formulas to point contacts of spheres and spherical caps. *Lubricants*, 2022, vol. 10 (10), p. 233. DOI: 10.3390/lubricants10100233.

23. Zaides S.A., Le T.Ch. Otsenka vliyaniya napravleniya uprochnennykh armirovannykh volokon na deformiruyushchuyu sposobnost' tsilindricheskikh detalei [Assessment of the reinforced fiber direction influence on deformability of the cylindrical parts]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Mashinostroyeniye = BMSTU Journal of Mechanical Engineering*, 2025, no. 9 (786), pp. 41–52.

24. Blyumenstein V.Yu. Mekhanika tekhnologicheskogo nasledovaniya kak nauchnaya osnova proektirovaniya slozhnoprofil'nykh instrumentov dlya uprochnyayushchei obrabotki poverkhnostnym plasticheskim deformirovaniem [Mechanics of technological inheritance as scientific basis of designing complex-profile tools for hardening treatment by surface plastic deformation]. *Naukoemkie tekhnologii v mashinostroyenii = Science Intensive Technologies in Mechanical Engineering*, 2017, no. 8, pp. 7–16. DOI: 10.12737/article_5971e6e56cd3d8.31840363.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2026 The Authors. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0>).