

ISSN 1999-4125 (Print)

ISSN 2949-0642 (Online)

**ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ
ENGINEERING TECHNOLOGY**

Научная статья

УДК 621.787.4

DOI: 10.26730/1999-4125-2026-4-17-32

**ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИИ РАБОЧЕГО ПРОФИЛЯ ИНСТРУМЕНТА НА
НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ДЕТАЛЕЙ ПРИ
СТРОЧНОМ ПОВЕРХНОСТНОМ ПЛАСТИЧЕСКОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ**

Зайдес Семен Азикович, Ле Тхань Тьунг*

Иркутский национальный исследовательский технический университет

* для корреспонденции: lechung275@gmail.com

Аннотация.

Усталостная долговечность ответственных цилиндрических деталей определяется стабильностью свойств поверхностного слоя, для формирования которого эффективно применяется многопроходное строчное поверхностное пластическое деформирование. В качестве основного ограничения данного метода выступает краевой эффект, проявляющийся при работе стандартных цилиндрических роликов. Локальная концентрация напряжений в кромочных зонах инициирует неравномерность пластического течения материала, что ведет к образованию остаточных наплывов на границах смежных проходов и, как следствие, к снижению качества изделия. Настоящее исследование посвящено физико-математическому обоснованию выбора рациональной геометрии рабочего профиля инструмента для минимизации макрогеометрических дефектов. Анализ контактного взаимодействия базируется на трехмерной упругопластической конечно-элементной модели, реализованной в программном комплексе ANSYS Workbench. В работе проведено численное моделирование процесса упрочнения стальных деталей (сталь 45) для четырех типов роликовых конфигураций: базового цилиндрического, инструмента с фаской 45° , профиля с поднутрением и модифицированного радиусного профиля. Эволюция напряженного состояния очага деформации проанализирована на этапах активного нагружения и последующей полной упругой разгрузки системы. Результаты моделирования подтверждают фундаментальную роль профиля ролика в механике бокового вытеснения металла. Установлено, что применение модифицированного профиля с геометрически адаптированным радиусным переходом способствует реализации механизма управляемого теснения пластического потока. Данный подход устраняет технологический компромисс между глубиной наклепа и высотой дефектов поверхности. Практическая реализация модифицированного ролика обеспечивает формирование осевых сжимающих остаточных напряжений до 330 МПа при снижении высоты микронаплывов на границах следов до 2...3 мкм, что в десять раз меньше показателей стандартного инструмента. Кроме того, обоснован рациональный предел шага круговой подачи (2,5 мм), позволяющий существенно интенсифицировать производительность без снижения качества формируемого микрорельефа.

**Информация о статье**

Поступила:

12 мая 2026 г.

Одобрена после

рецензирования:

01 сентября 2026 г.

Принята к публикации:

15 сентября 2026 г.

Ключевые слова:

строчное деформирование,
цилиндрические детали,
профиль ролика, остаточные
напряжения, пластическое
течение, краевой эффект,
конечно-элементное
моделирование

Для цитирования: Зайдес С.А., Ле Т.Т. Влияние геометрии рабочего профиля инструмента на напряженно-деформированное состояние деталей при строчном поверхностном пластическом деформировании // Вестник Кузбасского государственного технического университета. 2026. № 4 (176). С. 17-32. DOI: 10.26730/1999-4125-2026-4-17-32, EDN: GEQYHL

Введение

Качество, долговечность и усталостная прочность деталей машин в значительной степени определяются состоянием их поверхностного слоя, формируемого на завершающих стадиях механической обработки [1, 2]. Технологии поверхностного пластического деформирования (ППД) выступают одним из наиболее эффективных методов такой модификации [3–5].

Высокой производительностью отличается строчное ППД, формирующее протяженный линейный след на обрабатываемой поверхности. Этот метод генерирует специфический регулярный микрорельеф с микрополостями. Такая текстура способствует удержанию смазочного материала, снижает риск схватывания сопрягаемых поверхностей и повышает износостойкость пар трения [6–8].

Базовым инструментом для ППД традиционно служат ролики с выпуклым (радиусным) профилем. Однако при строчной обработке протяженных цилиндрических деталей их применение ограничивает производительность из-за малой площади пятна контакта, что не позволяет достичь равномерного упрочнения [9, 10]. Альтернативный переход к инструментам с прямолинейной образующей (цилиндрическим роликам) кратно повышает скорость обработки за счет линейного контакта, но инициирует выраженный краевой эффект [11, 12].

Конфигурация рабочего профиля выступает здесь главным фактором управления механизмом течения металла и однородностью поверхностного слоя [13–15]. Локальная концентрация напряжений на краях цилиндрического ролика провоцирует неравномерную пластическую деформацию. В результате на границах смежных проходов образуются дефекты в виде наплывов, резко снижающие качество изделия [16, 17].

Ограничение (или контроль) поперечного течения металла в очаге деформации позволяет увеличить глубину упрочнения. Профиль инструмента задает граничные условия для бокового вытеснения, формируя трехосное напряженное состояние. Повышенная гидростатическая составляющая локализует пластическое течение вглубь [18, 19]. При многопроходной строчной обработке кинематика усложняется циклическим накоплением деформаций и перекрытием следов [20, 21]. Систематическая количественная оценка того, как смена профиля ролика меняет механику

течения металла в идентичных условиях, в современной литературе представлена недостаточно [22].

Рабочая гипотеза исследования предполагает, что профили с геометрически заданным стеснением поперечного течения металла минимизируют краевые наплывы, сохраняя стабильную глубину упрочнения (в сравнении с базовой цилиндрической формой).

Цель работы – математическое и численное обоснование рациональной геометрии рабочего профиля цилиндрического ролика при строчном ППД для обеспечения высокой однородности НДС, увеличения глубины упрочненного слоя и максимизации сжимающих остаточных напряжений при минимизации краевых наплывов.

Для достижения цели поставлены следующие задачи:

- провести системный сравнительный анализ напряженно-деформированного состояния (НДС) для четырех конфигураций рабочего профиля цилиндрических роликов при заданной кинематике многопроходной строчной обработки;

- исследовать эволюцию механизма течения металла в очаге деформации при переходе от свободного течения к управляемому стеснению (ограничению поперечного вытеснения материала);

- применить безразмерные критерии: относительную высоту наплыва (h_y/t), где t – радиальный натяг) и относительный уровень максимальных остаточных напряжений ($\sigma_{res}^{max}/\sigma_T$), где σ_T – предел текучести материала), для обобщения результатов и расширения области применимости полученных технологических рекомендаций.

Научная новизна заключается в установлении закономерностей перераспределения пластического течения в контактной зоне при изменении профиля инструмента. Доказано, что механизм управляемого стеснения устраняет жесткую технологическую зависимость между глубиной наклепа и качеством микрорельефа, характерную для стандартных схем ППД.

Методы

Схема процесса, объекты исследования и геометрические параметры. Процесс многопроходного строчного ППД цилиндрических деталей реализуется по следующей кинематической схеме (Рис. 1). Полный цикл нагружения включает: радиальное внедрение деформирующего инструмента (ролика 2 с радиусом профиля R_{pr}) в заготовку 1

(диаметром d_w) на заданную величину натяга t ; продольный рабочий ход со скоростью V_z вдоль оси неподвижной заготовки при свободном вращении ролика с частотой n_r ; разгрузку и дискретный поворот заготовки на угловой шаг

круговой подачи S_{kr} .

Многопроходная обработка формирует систему продольных следов (Рис. 1б) с частичным перекрытием зон деформации. Это вызывает локальное перераспределение

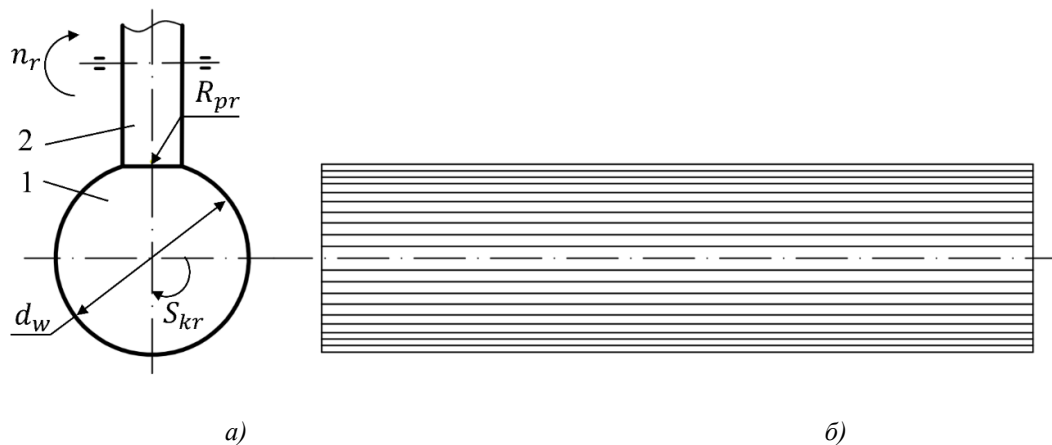


Рис. 1. Схема строчного поверхностного деформирования: а) геометрическая схема нагружения цилиндрическим роликом; б) схема формирования продольных следов (1 – заготовка, 2 – деформирующий инструмент)

Fig. 1. Scheme of line surface plastic deformation: a) geometric scheme of loading by a cylindrical roller; b) scheme of longitudinal trace formation (1 – workpiece, 2 – deforming tool)

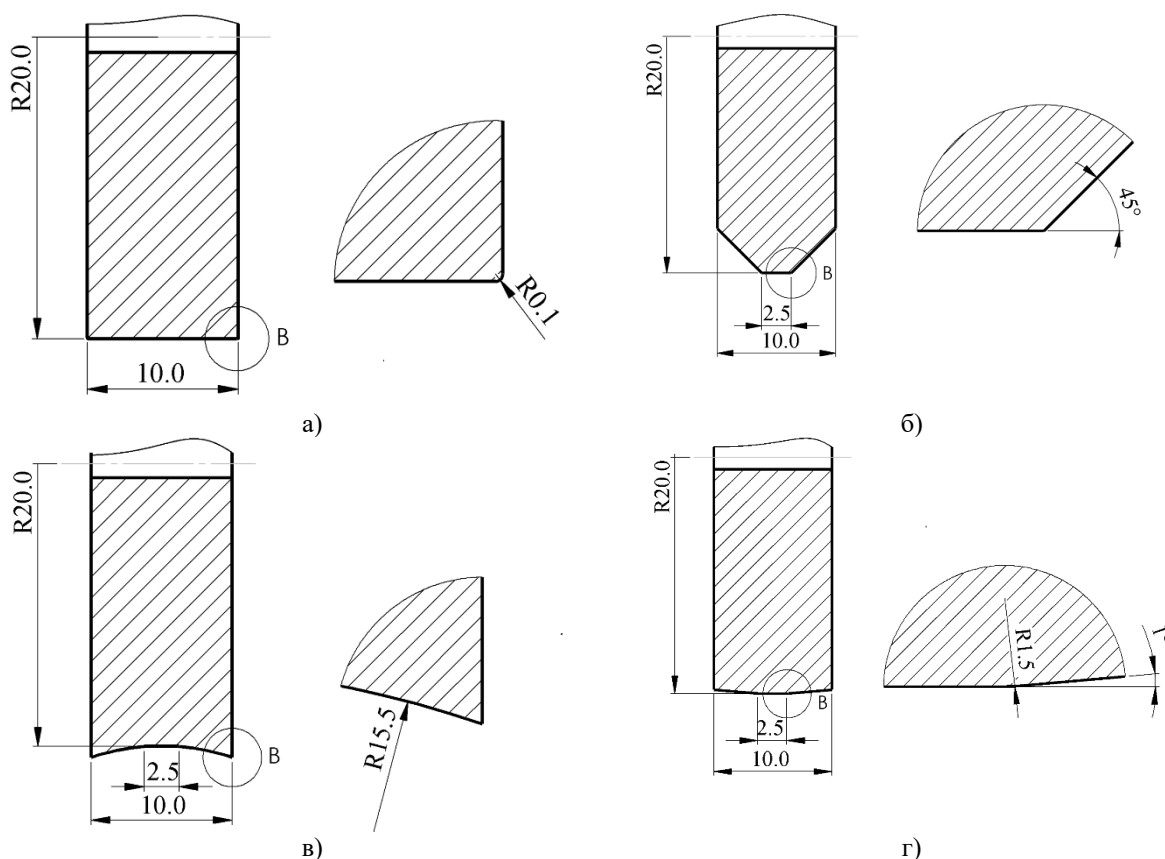


Рис. 2. Конструктивные варианты рабочего профиля деформирующего инструмента: а – базовый цилиндрический ролик (вариант I); б – ролик с фаской 45° (вариант II); в – ролик с поднутрением профиля (вариант III); г – модифицированный ролик с радиусным переходом (вариант IV)

Fig. 2. Design variants of the working profile of the deforming tool: a) basic cylindrical roller (variant I); b) roller with a 45° chamfer (variant II); c) roller with a profile undercut (variant III); d) modified roller with a radial transition (variant IV)

плотности накопленной энергии и определяет итоговое остаточное напряженное состояние контактной зоны.

Объектами исследования служат четыре конфигурации деформирующего инструмента, различающиеся исключительно геометрией рабочего профиля (Рис. 2). Наружный диаметр роликов составляет $D_r = 40$ мм, общая ширина – $B = 10$ мм. Ширина инструмента задана с существенным запасом относительно центральной рабочей зоны (2,5 мм) для исключения влияния торцевых краевых эффектов на расчетное напряженное состояние.

Исследованы следующие варианты рабочего профиля инструмента:

– вариант I – базовый цилиндрический ролик (см. Рис. 2а). Прямолинейная образующая выполнена с минимальным технологическим скруглением $r = 0,1$ мм (исключительно для предотвращения ошибки численной сингулярности МКЭ на острых углах). Геометрия моделирует условия свободного поперечного течения металла.

– вариант II – ролик с фаской 45° (см. рис. 2б). Центральный цилиндрический участок $l = 2,5$ мм; ширина фаски 3,75 мм с каждой стороны (радиальное занижение на крайней кромке $\Delta h \approx 2,0$ мм). Профиль позволяет оценить влияние скошенных кромок на смещение зоны концентрации напряжений.

– вариант III – ролик с поднутрением профиля (см. Рис. 2в). При центральном участке $l = 2,5$ мм боковые поверхности выполнены по вогнутой дуге радиусом $R_{edge} = 15,5$ мм. Значение обусловлено радиальным превышением над радиусом заготовки ($R_w = 15$ мм) на 0,5 мм. Конфигурация реализует локально охватывающий контакт, повышая стеснение поперечного течения металла вблизи границы следа.

– вариант IV – модифицированный ролик с радиусным переходом и коническим скосом (см. Рис. 2г). Центральный цилиндрический участок l

$= 2,5$ мм сопрягается с переходным радиусом $r = 1,5$ мм и углом скоса $\alpha = 1^\circ$ ($\Delta h \approx 0,5$ мм). Геометрия спроектирована для реализации механизма управляемого стеснения, обеспечивая плавное перераспределение контактных напряжений и направленное пластическое течение вглубь заготовки.

Базовым допущением сравнительной модели выступает фиксация ширины центрального цилиндрического участка $l = 2,5$ мм для вариантов II–IV. Для предварительной оценки характерной ширины контактной зоны использовано упругое решение Герца [18, 19] ($b \approx 1,3$ мм при натяге $t = 0,1$ мм). Поскольку упругопластическое деформирование увеличивает реальную площадку контакта (результаты МКЭ показывают ширину 2,2...2,4 мм), размер $l = 2,5$ мм перекрывает фактическую зону взаимодействия. Это позволяет считать начальные силовые условия в центральной зоне сопоставимыми для всех рассматриваемых профилей.

Конечно-элементная модель, свойства материала и кинематика процесса.

Трехмерное упругопластическое моделирование выполнено в среде ANSYS Workbench (Transient Structural) с активацией опции больших деформаций (Large Deflection). Для обеспечения устойчивой сходимости нелинейного решения использовался автоматический временной шаг [23, 24].

Поведение заготовки (сталь 45) описано билинейной кинематической моделью изотропного упрочнения (Bilinear Isotropic Hardening). Выбор данной модели обоснован доминированием однонаправленного накопления пластической деформации при строчном ППД и отсутствием выраженного знакопеременного течения [25]. Сравнительный анализ общих закономерностей НДС при смене профиля ролика обладает низкой чувствительностью к вариациям закона упрочнения. Значение касательного модуля $E_t = 1,45$ ГПа

Таблица 1. Базовые параметры конечно-элементной модели

Table 1. Basic parameters of the finite element model

Параметры	Значения
Диаметр заготовки, d_w	30 мм
Диаметр ролика, D_r	40 мм
Радиальный натяг, t	0,1 мм
Скорость продольного перемещения, V_z	50 мм/с
Модуль упругости, E	200 ГПа
Коэффициент Пуассона, μ	0,3
Предел текучести, σ_T	360 МПа
Касательный модуль упрочнения, E_t	1,45 ГПа
Коэффициент трения, f	0,10
Размер конечного элемента в зоне контакта	0,2 мм
Число проходов	3
Шаг круговой подачи, S_{kr}	1,0 мм ($3,82^\circ$)

аппроксимировано по диаграмме деформирования стали 45 для диапазона рабочих деформаций. Деформирующий ролик задан как абсолютно жесткое тело (Rigid Body).

Коэффициент кулоновского трения $f = 0,10$ соответствует условиям обработки с применением эмульсионного СОТС [26] и в рамках сравнительного анализа геометрии

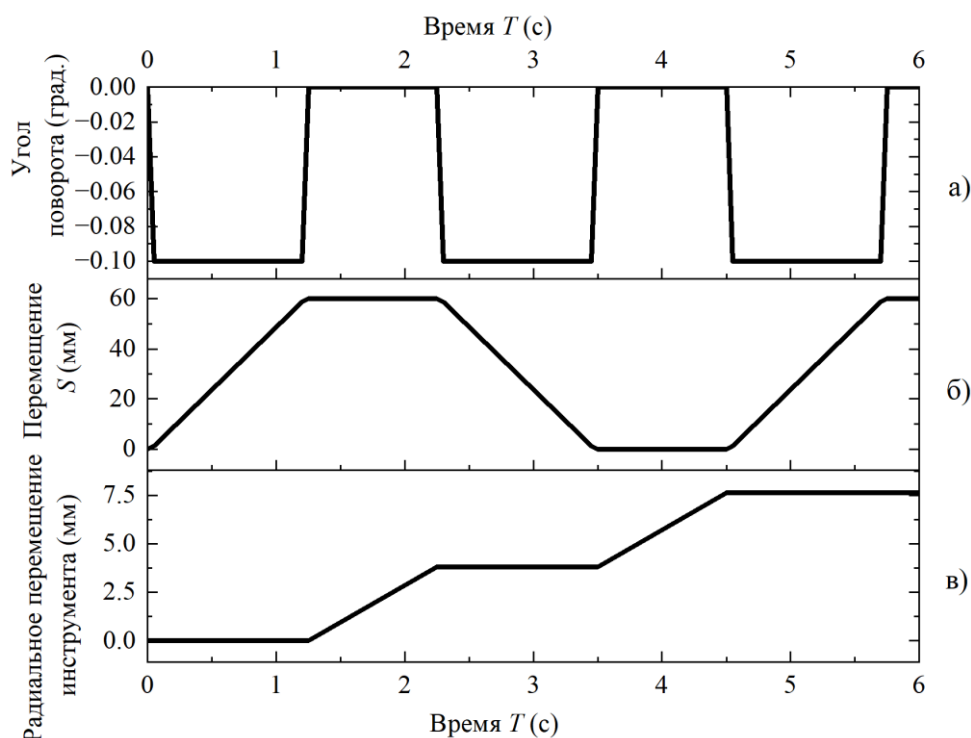


Рис. 3. Циклограмма кинематики процесса строчного ППД: а – радиальное перемещение инструмента (натяг t); б – продольное перемещение инструмента (S); в – изменение угла поворота заготовки во времени

Fig. 3. Cyclogram of the kinematics of the line SPD process: a) radial displacement of the tool (interference t); b) longitudinal displacement of the tool (S); c) change in the rotation angle of the workpiece over time

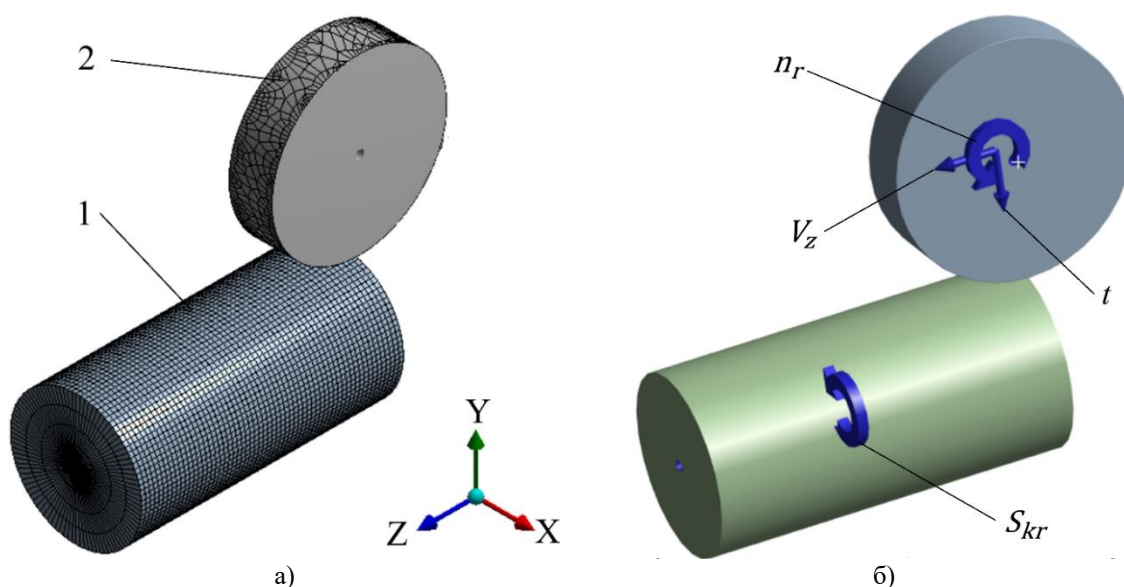


Рис. 4. Конечно-элементная модель процесса строчного ППД (на примере базового цилиндрического ролика – вариант I): а – дискретизация расчетной области (гексаэдральная сетка на заготовке); б – кинематика инструмента: 1 – заготовка; 2 – деформирующий инструмент (ролик)

Fig. 4. Finite element model of the line SPD process (using a basic cylindrical roller as an example – variant I): a) discretization of the computational domain (hexahedral mesh on the workpiece); b) tool kinematics: 1 – workpiece; 2 – deforming tool (roller)

инструмента принят постоянным. Флуктуации коэффициента трения оказывают незначительное влияние на макрокинематику течения металла, поэтому в данной модели ими пренебрегли. Базовые параметры моделирования приведены в Таблице 1.

Кинематические граничные условия МКЭ-модели заданы в виде временной циклограммы (Рис. 3). Расчетный цикл включает три последовательных рабочих прохода и состоит из следующих этапов.

1) Радиальное внедрение и рабочий ход: инструмент погружается в заготовку на заданную глубину $t = -0,10$ мм (Рис. 3а) и перемещается продольно $S = 60$ мм (Рис. 3б) при фиксированном угловом положении заготовки (Рис. 3в) (интервал $T = 0 \dots 1,2$ с);

2) Разгрузка и шаговая подача: инструмент отводится в исходное положение, снимая контактную нагрузку (Рис. 3а), а заготовка совершает дискретный поворот на заданный угловой шаг (Рис. 3в) (интервал $T = 1,2 \dots 2,2$ с);

3) Реверсивный проход: следующий рабочий ход выполняется в противоположном

направлении – возврат от 60 до 0 мм (Рис. 3б), имитируя реальную траекторию обработки на станках с ЧПУ.

Пошаговая реализация циклограммы необходима для корректного учета технологической наследственности. Введение этапа полной разгрузки между проходами обеспечивает точный расчет упругого пружинения и остаточных напряжений. Выбранная схема из трех проходов оптимальна: она выводит НДС на квазистационарный режим в локальной зоне контакта (на центральном втором следе). Именно здесь формируется устойчивый паттерн перекрытия деформаций от предыдущего и последующего воздействий инструмента.

Сеточная модель, граничные условия и критерии оценки. Для дискретизации заготовки использованы 20-узловые элементы SOLID186 с локальным сгущением $\leq 0,2$ мм в зоне контакта (рис. 4а). Для исключения паразитных перемещений модель стабилизирована с помощью кинематического соединения (Body-Ground Joint), допускающего только

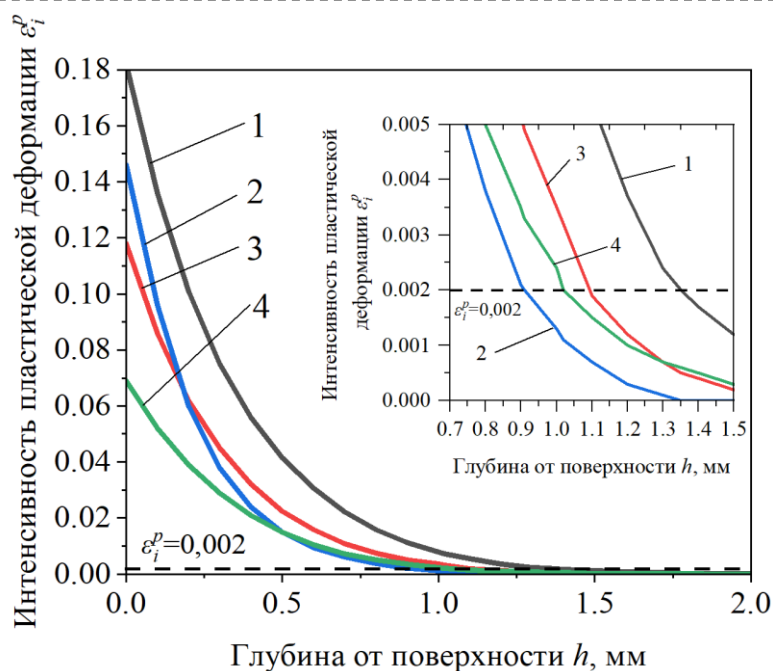


Рис. 5. Распределение интенсивности пластической деформации (ϵ_i^p) по глубине поверхностного слоя (h) в зоне краевого эффекта (в сечении, соответствующем максимальной глубине пластической деформации): 1 – базовый цилиндрический профиль (вариант I); 2 – ролик с поднутрением профиля (вариант III); 3 – ролик с фаской 45° (вариант II); 4 – модифицированный ролик с радиусным переходом (вариант IV). Горизонтальная пунктирная линия обозначает пороговое значение интенсивности пластической деформации, определяющее условную границу упрочненного слоя ($\epsilon_i^p = 0,002$)

Fig. 5. Distribution of the plastic deformation intensity (ϵ_i^p) along the depth of the surface layer (h) within the edge effect zone (in the cross-section corresponding to the maximum depth of plastic deformation): 1 – basic cylindrical profile (variant I); 2 – roller with a profile undercut (variant III); 3 – roller with a 45° chamfer (variant II); 4 – modified roller with a radial transition (variant IV). The horizontal dashed line indicates the threshold value of the plastic deformation intensity defining the conventional boundary of the hardened layer ($\epsilon_i^p = 0,002$).

управляемый угловой поворот заготовки. Управление роликом осуществлялось через контрольную точку (Reference Point). Анализ сходимости (Рис. 46) подтвердил, что размер 0,2 мм обеспечивает изменение напряжений $< 3\%$.

Количественная оценка эффективности рабочих профилей базировалась на следующих критериях:

1. Остаточные напряжения: оценивались по осевой (σ_z), окружной (σ_θ) компонентам и интенсивности сжимающих остаточных напряжений σ_i^{res} , вычисленным по компонентам тензора напряжений после полной разгрузки системы.

2. Глубина упрочненного слоя (h_n): определялась как максимальная глубина, на которой интенсивность пластической деформации сохраняет значение не ниже $\varepsilon_i^p = 0,002$ (0,2%), что в настоящей работе принято в качестве расчетного критерия границы упрочненного слоя.

3. Глубина зоны сжимающих остаточных напряжений (h_σ) (зона, где $\sigma_z < 0$): определялась по координате перехода осевой компоненты (σ_z) через нулевое значение.

4. Высота пластического наплыва (h_y): измерялась в поперечном сечении как максимальное радиальное превышение микропрофиля над исходной цилиндрической поверхностью заготовки в радиальном направлении на боковых границах единичных следов.

5. Технологическая производительность: оценивалась через необходимое число рабочих ходов (N), где $N = \frac{\pi D}{S_{kr}}$ для обработки цилиндрической поверхности заготовки диаметром D .

Для обобщения результатов и обеспечения переносимости выводов введены безразмерные критерии: относительная высота наплыва (h_y/t) и относительная интенсивность остаточных напряжений ($\sigma_i^{res,max}$).

Результаты и их обсуждение

Эволюция пластического течения и формирование микрорельефа. На Рис. 5 показаны аппроксимированные зависимости $\varepsilon_i^p(h)$, построенные по расчетно-оценочным опорным значениям, согласованным с результатами численного моделирования. Эти кривые отражают изменение механизма течения при переходе между рассматриваемыми вариантами рабочего профиля роликов. Выбранный порог $\varepsilon_i^p = 0,002$, отмеченный горизонтальной линией, соответствует началу макропластического течения и принят в качестве инженерного критерия границы упрочненного слоя (h_n) [27], а не физической фазовой границы.

Для базового цилиндрического инструмента (вариант I, кривая 1) характерен механизм

свободного пластического течения. За счет высокой концентрации напряжений на острых кромках профиля достигается пиковое значение интенсивности деформации на свободной поверхности ($\varepsilon_i^p = 0,182$). Данный процесс сопровождается интенсивным боковым выдавливанием металла, что негативно сказывается на параметрах микрогеометрии при расчетной глубине слоя $h_n = 1,35$ мм.

Переход к использованию ролика с фаской 45° (вариант II, кривая 3) вызывает качественное изменение характера течения. Смещение области максимальных нагрузок вглубь зоны контакта способствует снижению поверхностной интенсивности деформации до уровня $\varepsilon_i^p = 0,118$. Тем не менее, из-за наличия дискретного излома профиля полностью подавить боковое вытеснение не удастся, вследствие чего глубина упрочненного слоя сокращается до $h_n = 1,10$ мм.

Иной принцип взаимодействия реализован в варианте III (поднутрение, кривая 2), где доминирует механизм повышенного стеснения объема. Конформный охват кромочной зоны эффективно блокирует формирование наплывов. Тем не менее, профиль зависимости $\varepsilon_i^p(h)$ свидетельствует о резком затухании деформационного воздействия, ограничивая границу упрочненного слоя глубиной $h_n = 0,91$ мм. Рост деформации непосредственно на поверхности ($\varepsilon_i^p = 0,146$) относительно варианта II ($\varepsilon_i^p = 0,118$) объясняется эффектом «запирания» металла вогнутой геометрией инструмента, что интенсифицирует локальную деформацию при одновременном падении удельного контактного давления в глубинных слоях.

Вариант IV (кривая 4) обеспечивает наиболее рациональное сочетание технологических показателей. Применение радиусного перехода и малого угла конического скоса позволяет минимизировать поверхностную деформацию до $\varepsilon_i^p = 0,069$, гарантируя формирование стабильного упрочненного слоя ($h_n = 1,02$ мм) при практически полном отсутствии искажений микрорельефа. Это доказывает равномерную диссипацию энергии деформации в приповерхностном объеме.

Дополнительный анализ контуров поперечного сечения очага деформации (Рис. 6) позволяет учесть кинематику процесса. Поскольку при строчном ПИД последующий проход частично перекрывает след предыдущего, итоговая макрогеометрия поверхности определяется как геометрией профиля инструмента, так и кинематическими параметрами наложения смежных проходов.

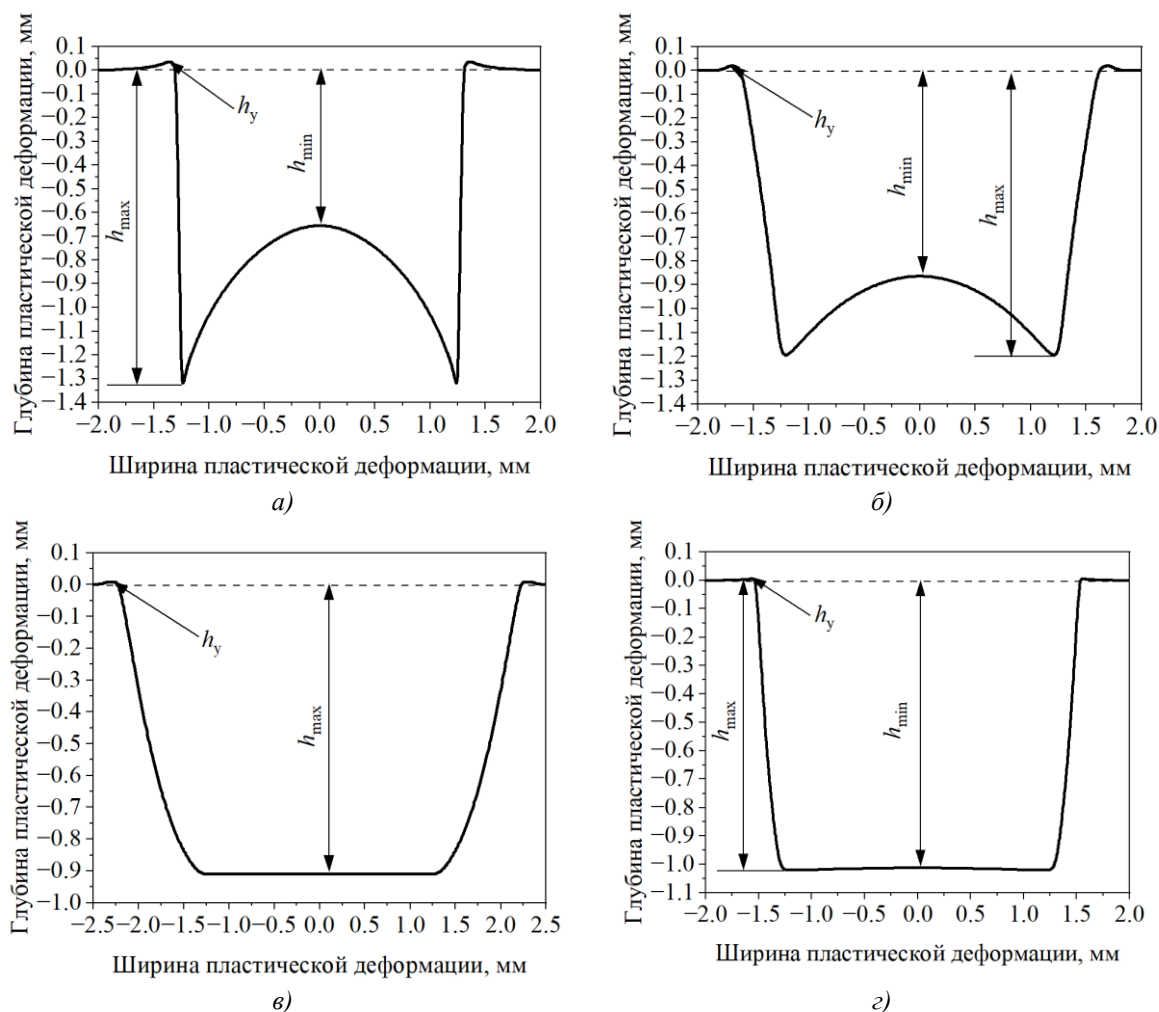


Рис. 6. Контуры зоны пластической деформации, выделенные из очага упругопластической деформации (показаны высота краевых наплывов h_y и глубина упрочненного слоя h_{max} , h_{min} при обработке роликами разного профиля: а – базовый цилиндрический (вариант I); б – с фаской 45° (вариант II); в – с поднутрением (вариант III); г – модифицированный (вариант IV)

Fig. 6. Contours of the plastic deformation zone isolated from the elastoplastic deformation zone (the height of edge pile-ups h_y and the hardened layer depth h_{max} , h_{min} are shown) during processing with rollers of different profiles: a) basic cylindrical (variant I); b) with a 45° chamfer (variant II); c) with an undercut (variant III); d) modified (variant IV)

По полученным контурам видно, что у базового цилиндрического ролика (вариант I, Рис. 6а) формируется наиболее неравномерная форма зоны пластической деформации с выраженной седлообразностью. При максимальной глубине упрочнения на краях ($h_{max} \approx 1,35$ мм) глубина в центральной части существенно снижается, а высота остаточных наплывов сохраняется на наибольшем уровне ($h_y \approx 0,025 \div 0,035$ мм).

Ролик с фаской 45° (вариант II, Рис. 6б) частично снижает краевую концентрацию деформации. Высота наплывов уменьшается ($h_y \approx 0,015$ мм) по сравнению с вариантом I, однако дискретный излом формы инструмента не обеспечивает полного подавления бокового вытеснения металла.

Ролик с поднутрением профиля (вариант III, Рис. 6в) демонстрирует специфические

особенности деформирования. Ширина формируемого следа в этом случае визуально оказывается больше, чем у остальных вариантов, что полностью согласуется с геометрией локально охватывающего контакта. В результате боковое вытеснение материала существенно ограничивается, и высота наплывов сохраняется на уровне нескольких микрометров ($h_y \approx 0,005$ мм). Вместе с тем падение удельного контактного давления сопровождается снижением глубины упрочнения до $h_n \approx 0,91$ мм.

Модифицированный профиль (вариант IV, Рис. 6г) обеспечивает наиболее сбалансированное сочетание параметров обработки. Радиусные переходы работают как деформирующий клин, плавно перенаправляя энергию вглубь заготовки и формируя достаточно равномерную нижнюю границу

упрочненного слоя на глубине $h_n \approx 1,02$ мм. При этом боковое вытеснение практически подавляется, а высота остаточных микронапльвов снижается до низкого уровня ($h_y \approx 0,002 \div 0,003$ мм). Преимущество этого варианта связано не столько с минимальной высотой напльвов, сколько с более равномерным формированием упрочненного слоя.

Напряженное состояние и закономерности формирования характеристик упрочненного слоя. Из распределения интенсивности временных напряжений (по Мизесу, σ_i) в момент активного внедрения инструмента (Рис. 7) видно связь между распределением напряжений и формированием макрогеометрии следа. Отметим, что σ_i используется для анализа текущего напряженного состояния в процессе нагружения, тогда как интенсивность остаточных напряжений σ_{res} (Рис. 8) характеризует состояние после полной разгрузки системы.

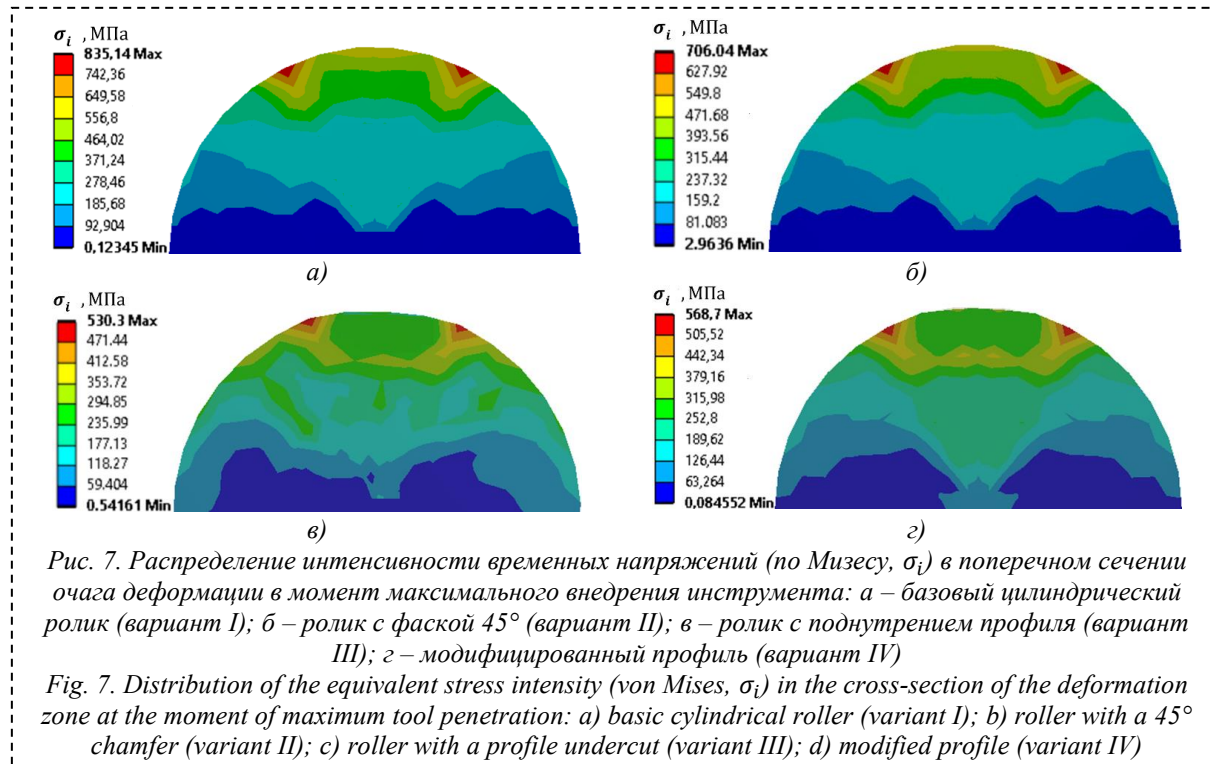
Базовый цилиндрический ролик (вариант I, Рис. 7а) вызывает выраженную концентрацию напряжений, обусловленную краевым эффектом в зоне контакта. Пиковые значения интенсивности временных напряжений достигают $\sigma_i^{max} = 835$ МПа, что превышает предел прочности материала. Хотя локально напряжение оказывается выше предела прочности ($\sigma_i^{max} > \sigma_B$), макроразрушение в зоне контакта не происходит, поскольку развитию микротрещин препятствуют высокие сжимающие гидростатические напряжения. В

напряжений снижается, формируя неравномерную седлообразную эпюру.

Для вариантов II и III характерна промежуточная картина распределения напряжений. Фаска 45° (вариант II, Рис. 7б) снижает краевые пики временных напряжений до $\sigma_i^{max} = 706$ МПа, однако резкий излом профиля по-прежнему сохраняет локальные зоны перенапряжения. Ролик с поднутрением (вариант III, Рис. 7в) увеличивает площадь контакта, вследствие чего контактное давление перераспределяется и максимальное значение уменьшается до $\sigma_i^{max} = 530$ МПа. Краевая концентрация напряжений в этом случае ослаблена, однако достигнутого уровня напряжений недостаточно для формирования глубокой пластической зоны ($h_n \approx 0,91$ мм).

Модифицированный профиль (вариант IV, Рис. 7г) перераспределяет нагрузки иначе. Радиусный переход и угол обратного конуса обеспечивают плавное изменение контактных давлений, а краевые максимумы заметно уменьшаются. В результате интенсивность напряжений формирует симметричное подповерхностное поле с максимумом в центральной зоне ($\sigma_i^{max} = 569$ МПа). Данный уровень можно считать оптимальным: он выше, чем у варианта III (530 МПа), поэтому пластическая деформация проникает глубже ($h_n \approx 1,02$ мм), но ниже экстремальных значений вариантов I и II, что предотвращает чрезмерное упрочнение поверхностного слоя.

Остаточные напряжения после полной разгрузки существенно влияют на усталостную



центральной части контактной области уровень

долговечность

детали.

Для оценки

распределения осевых (σ_z), окружных (σ_θ) компонент и интенсивности остаточных напряжений (σ_i^{res}) построены эпюры по радиальной глубине (Z от 0 до 10 мм, Рис. 8).

Глубина зоны сжимающих остаточных напряжений ($\sigma_z < 0$) определялась по координате перехода осевой компоненты (σ_z) через нулевое значение. Сравнительный анализ показывает, что вариант I обеспечивает наибольшую глубину залегания сжимающих остаточных напряжений ($h_\sigma \approx 4,3$ мм) и максимальный уровень $\sigma_i^{res} \approx 400$ МПа. Однако это распределение имеет резко локализованный характер: выраженный острый пик сменяется быстрым спадом. Модифицированный профиль (вариант IV) формирует более глубокий ($h_\sigma \approx 3,9$ мм), но значительно более равномерный профиль сжимающих напряжений без резких колебаний по глубине. Максимум остаточных напряжений ($\sigma_i^{res} \approx 330$ МПа) локализуется на глубине $Z \approx 0,31$ мм. Это качественно согласуется с представлениями контактной механики: согласно классическим решениям, максимум должен располагаться в подповерхностной области на глубине порядка $0,2...0,5b$; в частности, теоретическое решение К. Л. Джонсона дает $Z \approx 0,47b$. Смещение максимума ближе к поверхности логично объясняется упругопластическим характером

деформирования. Максимум окружных сжимающих остаточных напряжений ($\sigma_\theta \approx -112$) также локализуется в подповерхностном слое.

Важно отметить особенности макроскопического равновесия детали при действии остаточных напряжений. После перехода через нулевой уровень в глубинных слоях ($Z > 4...5$ мм) формируется обширная область растягивающих остаточных напряжений. Возникновение растягивающих напряжений в глубинных слоях является не побочным эффектом, а необходимым условием самоуравновешивания поля остаточных напряжений в соответствии с условием макроскопического равновесия $\int \sigma dA = 0$. Далее по глубине уровень напряжений плавно затухает к ядру детали ($Z = 10$ мм). Небольшие растягивающие остаточные напряжения в центре ($\approx 5...15$ МПа) являются физически обоснованным фоном, не влияющим на эксплуатационные свойства, но обеспечивающим замыкание эпюры напряжений. Такое поведение полностью соответствует физике процесса ППД. В рассматриваемой расчетной схеме строчного ППД с продольной подачей (без непрерывного вращения заготовки) наблюдается явное доминирование осевой компоненты над окружной ($|\sigma_z| > |\sigma_\theta|$). Это

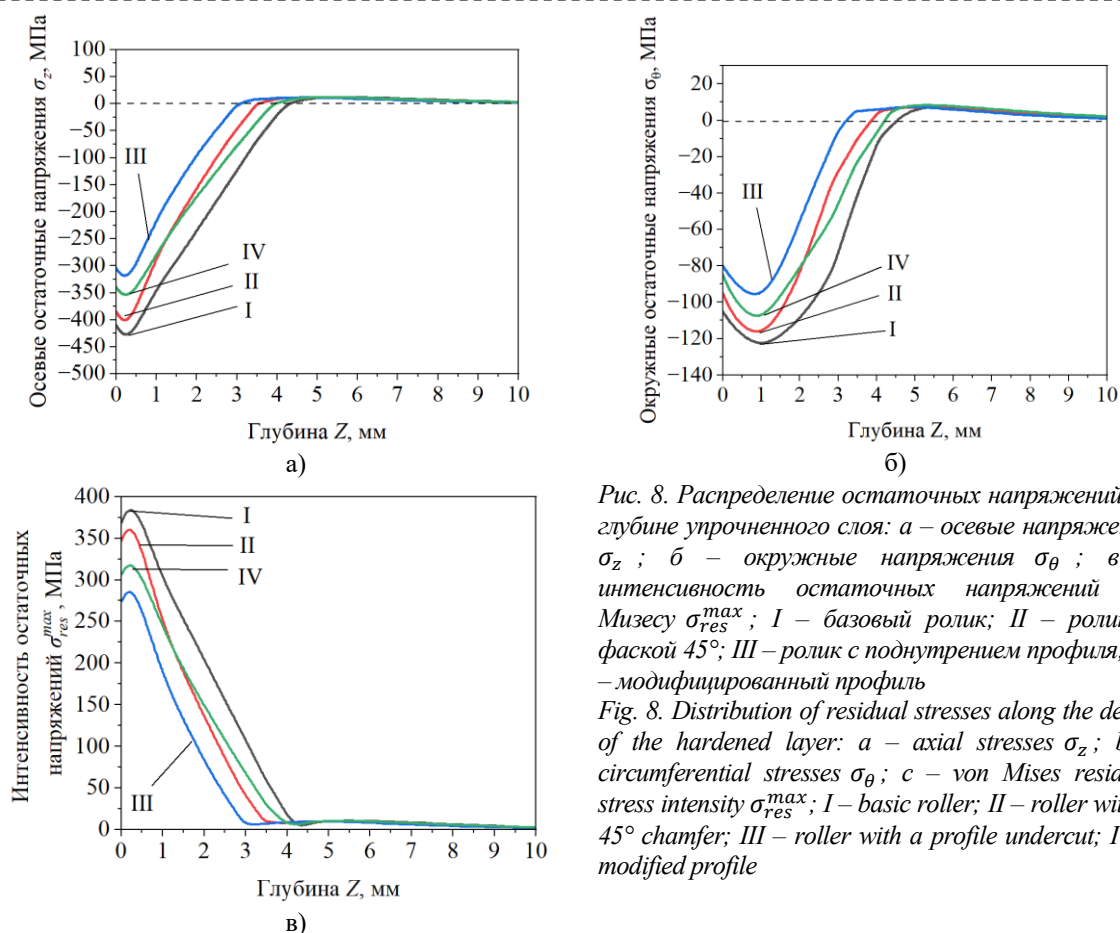


Рис. 8. Распределение остаточных напряжений по глубине упрочненного слоя: а – осевые напряжения σ_z ; б – окружные напряжения σ_θ ; в – интенсивность остаточных напряжений по Мизесу σ_{res}^{max} ; I – базовый ролик; II – ролик с фаской 45°; III – ролик с поднутрением профиля; IV – модифицированный профиль

Fig. 8. Distribution of residual stresses along the depth of the hardened layer: a – axial stresses σ_z ; b – circumferential stresses σ_θ ; c – von Mises residual stress intensity σ_{res}^{max} ; I – basic roller; II – roller with a 45° chamfer; III – roller with a profile undercut; IV – modified profile

обусловлено кинематикой процесса: направленное перемещение ролика формирует преимущественное вытеснение материала вдоль оси подачи, тогда как поперечное течение частично ограничено геометрией контакта.

Сводный сравнительный анализ рабочих профилей. В Таблице 2 приведены основные результаты сравнительного анализа, включая безразмерные критерии, позволяющие сопоставить эффективность исследуемых рабочих профилей независимо от абсолютного значения натяга ($t = 0,1$ мм) и предела текучести материала ($\sigma_T = 360$ МПа для стали 45). В качестве обобщающих показателей использованы относительная высота наплыва (h_y/t) и относительный уровень интенсивности максимальных остаточных напряжений ($\sigma_{res}^{max}/\sigma_T$).

Из Таблицы 2 видно, что вариант I обеспечивает наибольшую глубину упрочнения и максимальный уровень сжимающих остаточных напряжений, но это сопровождается самым большим наплывом. Вариант III, напротив, практически устраняет макрогеометрические искажения профиля, но рассеивание контактного давления уменьшает глубину упрочненного слоя.

Вариант IV оказался наиболее сбалансированным. При данной схеме он снижает относительную высоту наплыва до $h_y/t = 0,02 \dots 0,03$, то есть примерно на порядок по сравнению с базовым вариантом. При этом сохраняются высокий уровень остаточных напряжений ($\sigma_{res}^{max}/\sigma_T = 0,92$) и достаточная глубина упрочненного слоя ($h_n \approx 1,02$ мм).

Результаты подтверждают, что управляемое стеснение течения металла позволяет разорвать прямую зависимость между высотой наплыва и глубиной упрочнения. Поэтому модифицированный профиль рекомендуется для многопроходного строчного ППД цилиндрических поверхностей.

Влияние шага круговой подачи на производительность процесса. Для оценки влияния технологических параметров на производительность процесса строчного ППД проведены расчеты макрогеометрии следа для модифицированного профиля (вариант IV) при разных значениях шага круговой подачи S_{kr} . Рассматривалась зависимость высоты остаточного наплыва (h_y) и необходимого числа рабочих ходов (N) для обработки всей цилиндрической поверхности.

Таблица 2. Сводные результаты сравнительного анализа НДС при строчном ППД
Table 2. Summary results of the comparative analysis of the stress-strain state during line SPD

Вариант рабочего профиля деформирующего ролика	h_n , мм	σ_{res}^{max} , МПа	h_y , мкм	h_y/t	$\sigma_{res}^{max}/\sigma_T$
I – базовый цилиндрический ролик	1,35	400,1	25...35	0,25...0,35	1,11
II – ролик с фаской 45°	1,10	377,2	12...15	0,12...0,15	1,05
III – ролик с поднутрением профиля	0,91	300,3	3...5	0,03...0,05	0,83
IV – модифицированный ролик с радиусным переходом	1,02	329,7	2...3	0,02...0,03	0,92

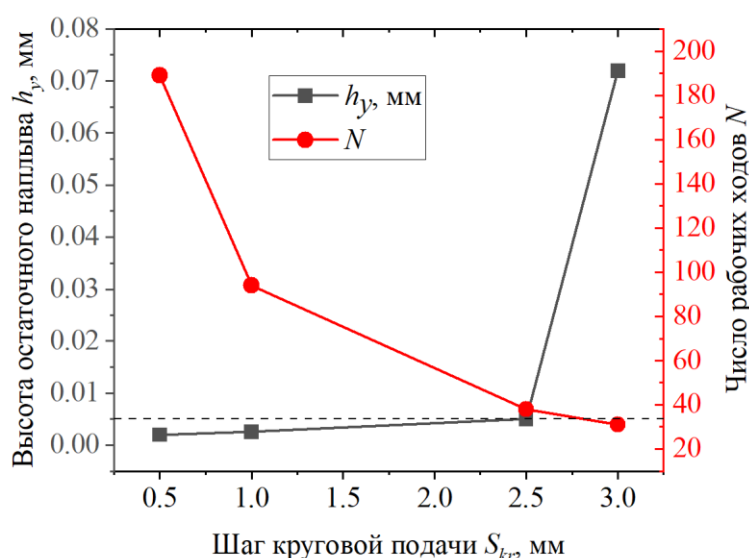


Рис. 9. Влияние шага круговой подачи S_{kr} на высоту остаточного наплыва h_y и число рабочих ходов N для модифицированного профиля ролика

Fig. 9. Effect of the circular feed pitch S_{kr} on the height of the residual pile-up h_y and the number of working passes N for the modified roller profile

Из Рис. 9 видно нелинейное поведение макрогеометрии. В диапазоне круговых подач от 0,5 до 2,5 мм высота наплывов увеличивается плавно, достигая, но не превышая жесткий технологический допуск ($h_y \leq 0,005$ мм, или 5 мкм). Такое стабильное поведение объясняется достаточным кинематическим перекрытием смежных проходов, при котором профиль ролика эффективно выглаживает вытесненный металл. Однако при достижении $S_{kr} = 3,0$ мм наблюдается резкий выход за пределы допуска (точка срыва), что обусловлено утратой эффекта кинематического перекрытия и выглаживания смежных следов.

Таким образом, рациональным технологическим пределом для исследуемой геометрии ролика является шаг $S_{kr} = 2,5$ мм. При таком режиме число необходимых проходов N сокращается с 94 (при базовом шаге 1,0 мм) до 38. Это позволяет повысить производительность обработки практически в 2,5 раза, гарантированно обеспечивая при этом требуемое качество формируемого поверхностного слоя ($h_y \leq 5$ мкм).

Выводы

При сравнении напряженно-деформированного состояния при строчном ППД роликами четырех различных конфигураций получены следующие выводы:

1. Геометрия профиля определяет механизм пластического течения металла. Наблюдается переход от свободного течения (вариант I) через возмущенное (вариант II) и повышенное стеснение (вариант III) к управляемому стеснению (вариант IV), обеспечивающему эффективное перераспределение энергии деформации вглубь материала.

2. Варианты I и II склонны к образованию макрогеометрических дефектов (наплывов). Вариант III снижает высоту наплывов, но уменьшает глубину упрочнения из-за неравномерного контактного давления.

3. Вариант IV дает наилучшее сочетание параметров: глубина упрочненного слоя $h_n \approx 1,02$ мм, максимальные остаточные сжимающие напряжения $\sigma_{res}^{max} = 329,7$ МПа, высота наплыва одиночного следа $h_y = 2 \dots 3$ мкм. Управляемое стеснение обеспечивает баланс между глубиной наклепа и качеством микрорельефа.

4. Оптимальный шаг круговой подачи для варианта IV составляет $S_{kr} = 2,5$ мм. Это сокращает число проходов в 2,5 раза (с 94 до 38) при соблюдении допуска по высоте наплыва ($h_y \leq 5$ мкм).

Полученные численные закономерности носят фундаментальный характер для понимания механики процесса строчного ППД. Направления дальнейших исследований предполагают проведение натурной экспериментальной верификации полученных распределений

остаточных напряжений (например, методом рентгеновской дифрактометрии) и оценку усталостной долговечности обработанных деталей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Суслов А. Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. М. : Машиностроение, 2000. 320 с.
2. Jawahir I. S. [et al.] Surface integrity in material removal processes: Recent advances // CIRP Annals. 2011. Vol. 60. Iss. 2. Pp. 603–626. DOI: 10.1016/j.cirp.2011.05.002.
3. Суслов 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.
4. Çelik Y., Caydas U., Akyuz M. 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. Iss. 5. Pp. 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. 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. Iss. 12–13. Pp. 1956–1964. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2007.03.002.
7. 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. Iss. 1–4. Pp. 785–801. DOI: 10.1007/s00170-019-03881-1.
8. 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. Iss. 3. Pp. 385–391. DOI: 10.1016/S0924-0136(97)00199-4.
9. Raza A., Kumar S. A critical review of tool design in burnishing process // Tribology International. 2022. Vol. 174. Art. 107717. DOI: 10.1016/j.triboint.2022.107717.
10. Зайдес С. А., Ле Т. Т. Определение параметров деформирующего инструмента для строчного поверхностного пластического деформирования // Технология металлов. 2025. № 11. С. 24–36. DOI: 10.31044/1684-2499-2025-0-11-24-36.
11. Klocke F. [et al.] Influence of process and geometry parameters on the surface layer state after roller burnishing of IN718 // Production Engineering. 2009. Vol. 3. Iss. 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. Iss. 4. Pp. 377–393. DOI: 10.1243/13506501JET656.

13. Pertoll T., Buzzi C., Leitner M., Boronkai L. Numerical parameter sensitivity analysis of residual stresses induced by deep rolling for a 34CrNiMo6 steel railway axle // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2024. Vol. 131. Iss. 1–2. Pp. 483–504. DOI: 10.1007/s00170-024-13039-3.

14. Tao F., Lentian G., Shiheng Z. [et al.] Impact of roller profile geometry on residual stress distribution in surface plastic deformation // International Journal of Mechanical Sciences. 2024. Vol. 265. Art. 108892. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2023.108892.

15. Смелянский В. М. Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием. М. : Машиностроение, 2002. 300 с.

16. Balland P., Tabourot L., Degre F., Moreau V. Mechanics of the burnishing process // Precision Engineering. 2013. Vol. 37. Pp. 129–134. DOI: 10.1016/j.precisioneng.2012.07.008.

17. Блюменштейн В. Ю., Смелянский В. М. Механика технологического наследования на стадиях обработки поверхностным пластическим деформированием. М. : Машиностроение-1, 2007. 400 с.

18. Ciulli E., Betti A., Forte P. The applicability of the Hertzian formulas to point contacts of spheres and spherical caps // Lubricants. 2022. Vol. 10. Iss. 10. Art. 233. DOI: 10.3390/lubricants10100233.

19. 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. Iss. 5–8. Pp. 1337–1354. DOI: 10.1007/s00170-013-5406-y.

20. Gareth A. M., Devin B., Zoran L. Launching Plasmons in a Two-Dimensional Material Traversed by a Fast Charged Particle // Materials. 2023. Vol. 16. Iss. 3. Art. 1150. DOI: 10.3390/ma16031150.

21. Duncheva G. V. [et al.] 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. Art. 52. DOI: 10.1007/s40430-020-02775-8.

22. 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. Iss. 22. Art. 8067. DOI: 10.3390/ma15228067.

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.

24. 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. 2026. Vol. 27. Pp. 529–547. DOI: 10.1007/s12541-025-01372-w.

25. Блюменштейн 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.

26. Dzierwa A., Markopoulos A. P. Influence of ball-burnishing process on surface topography parameters and tribological properties of hardened steel // Machines. 2019. Vol. 7. Iss. 1. Art. 11. DOI: 10.3390/machines7010011.

27. 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.

28. Johnson K. L. Contact Mechanics. Cambridge : Cambridge University Press, 1985. Pp. 107–115.

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

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Об авторах:

Зайдес Семен Азикович, доктор технических наук, профессор, профессор кафедры технологии и оборудования машиностроительных производств, Иркутский национальный исследовательский технический университет (664074, Россия, г. Иркутск, ул. Лермонтова, 83), ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-9416-7749>, e-mail: zsa@ex.istu.edu

Ле Тхань Тьунг, аспирант кафедры технологии и оборудования машиностроительных производств, Иркутский национальный исследовательский технический университет (664074, Россия, г. Иркутск, ул. Лермонтова, 83), ORCID: <https://orcid.org/0009-0003-2787-1746>, e-mail: lechung275@gmail.com

Заявленный вклад авторов:

Романенко Андрей Михайлович – постановка цели и задач исследования, разработка теоретических основ интерпретации полученных экспериментальных данных, написание текста, анализ полученных результатов, формулировка выводов.

Шатько Дмитрий Борисович – написание текста, анализ и обобщение полученных результатов, формулировка выводов, общее редактирование материала.

Мельник Александр Евгеньевич – теоретический анализ состояния исследуемой проблемы, анализ источников литературы.

Все авторы прочитали и одобрили окончательный вариант рукописи.

Original article

EFFECT OF THE TOOL WORKING PROFILE GEOMETRY ON THE STRESS-STRAIN STATE OF PARTS DURING LINE SURFACE PLASTIC DEFORMATION

Semen A. Zaides, Thanh Chung Le*

Irkutsk National Research Technical University

* for correspondence: lechung275@gmail.com



Article info

Received:

15 May 2026

Accepted for publication:

01 September 2026

Accepted:

15 September 2026

Keywords: line surface plastic deformation, cylindrical parts, roller profile, residual stresses, plastic flow, edge effect, finite element modeling

Abstract.

Fatigue resistance in high-duty cylindrical components is fundamentally dictated by the integrity of their surface layer properties. Multi-pass line surface plastic deformation (SPD) serves as a robust technique for surface modification. However, a recurring limitation of this process is the edge effect, inherent to standard cylindrical rollers, where localized stress concentrations trigger non-uniform material flow. This phenomenon inevitably results in residual surface pile-ups at track boundaries, thereby degrading product quality. This study establishes a physical and mathematical framework for optimizing tool profile geometry to mitigate such macro-geometric defects during high-precision multi-pass SPD. The underlying contact mechanics were analyzed using a 3D elastoplastic finite element model developed in ANSYS Workbench. The numerical simulation addressed the hardening of AISI 1045 (steel 45) specimens subjected to four distinct tool configurations: a basic cylindrical profile, a 45° chamfered tool, an undercut profile, and a modified radial-transition roller. The evolution of the stress-strain state within the deformation zone was evaluated throughout the active loading phase and subsequent complete system unloading. Findings corroborate that the roller profile serves as the primary determinant for the lateral material displacement mechanism. It is demonstrated that a modified profile with a geometrically optimized radial transition facilitates a "controlled confinement" mechanism for plastic flow. This design strategy successfully overcomes the trade-off between the depth of hardening and the surface defect height. The application of this modified tool yields axial compressive residual stresses of up to 330 MPa, while reducing track-boundary micro-pileup height to 2–3 μm—an improvement of nearly an order of magnitude over conventional tooling. Furthermore, an optimal circular feed limit of 2.5 mm was substantiated, allowing for a substantial increase in processing throughput without compromising the structural integrity of the generated microrelief.

For citation: Zaides S.A., Le T.T. Effect of the tool working profile geometry on the stress-strain state of parts during line surface plastic deformation. *Vestnik Kuzbasskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta*=Bulletin of the Kuzbass State Technical University. 2026; 4(176):17-32. (In Russ., abstract in Eng.). DOI: 10.26730/1999-4125-2026-4-17-32, EDN: GEQYHL

REFERENCES

1. Suslov A.G. [Quality of the surface layer of machine parts]. Moscow: Mashinostroenie; 2000. 320 p. (In Russ.)

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;

- 60(2):603-626. (In Eng.). DOI: 10.1016/j.cirp.2011.05.002.
3. Suslov A.G., Bezyazychnyy V.F., Panfilov Yu.V. [Technology and tools for finishing and hardening treatment of parts by surface plastic deformation]. Vol. 2. Moscow: Mashinostroenie; 2014. 444 p. (In Russ.)
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; 53(5):608-616. (In Eng.). DOI: 10.1002/mawe.202100291.
5. Odintsov L.G. [Hardening and finishing of parts by surface plastic deformation: A handbook]. Moscow: Mashinostroenie; 1987. 328 p. (In Russ.)
6. 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; 47(12-13):1956-1964. (In Eng.). DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2007.03.002.
7. 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; 104(1-4):785-801. (In Eng.). DOI: 10.1007/s00170-019-03881-1.
8. 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; 72(3):385-391. (In Eng.). DOI: 10.1016/S0924-0136(97)00199-4.
9. Raza A., Kumar S. A critical review of tool design in burnishing process. *Tribology International*. 2022; 174:107717. (In Eng.). DOI: 10.1016/j.triboint.2022.107717.
10. Zaides S.A., Le T.T. [Determination of the parameters of a deforming tool for line surface plastic deformation]. *Tekhnologiya metallov = Technology of Metals*. 2025; (11):24-36. (In Russ., abstract in Eng.). DOI: 10.31044/1684-2499-2025-0-11-24-36.
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; 3(4-5):391-399. (In Eng.). 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; 224(4):377-393. (In Eng.). DOI: 10.1243/13506501JET656.
13. Pertoll T., Buzzi C., Leitner M., Boronkai L. Numerical parameter sensitivity analysis of residual stresses induced by deep rolling for a 34CrNiMo6 steel railway axle. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2024; 131(1-2):483-504. (In Eng.). DOI: 10.1007/s00170-024-13039-3.
14. Tao F., Lentian G., Shiheng Z. [et al.] Impact of roller profile geometry on residual stress distribution in surface plastic deformation. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2024; 265:108892. (In Eng.). DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2023.108892.
15. Smelyanskiy V.M. [Mechanics of hardening parts by surface plastic deformation]. Moscow: Mashinostroenie; 2002. 300 p. (In Russ.)
16. Balland P., Tabourot L., Degre F., Moreau V. Mechanics of the burnishing process. *Precision Engineering*. 2013; 37:129-134. (In Eng.). DOI: 10.1016/j.precisioneng.2012.07.008.
17. Blyumenshteyn V.Yu., Smelyanskiy V.M. [Mechanics of technological inheritance at the stages of surface plastic deformation treatment]. Moscow: Mashinostroenie-1; 2007. 400 p. (In Russ.)
18. Ciulli E., Betti A., Forte P. The applicability of the Hertzian formulas to point contacts of spheres and spherical caps. *Lubricants*. 2022; 10(10):233. (In Eng.). DOI: 10.3390/lubricants10100233.
19. 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; 70(5-8):1337-1354. (In Eng.). DOI: 10.1007/s00170-013-5406-y.
20. Gareth A.M., Devin B., Zoran L. Launching Plasmons in a Two-Dimensional Material Traversed by a Fast Charged Particle. *Materials*. 2023; 16(3):1150. (In Eng.). DOI: 10.3390/ma16031150.
21. 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; 43:52. (In Eng.). DOI: 10.1007/s40430-020-02775-8.
22. 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; 15(22):8067. (In Eng.). DOI: 10.3390/ma15228067.
23. Zaides S.A., Le T.T. [Assessment of the influence of the direction of hardened reinforced fibers on the deforming ability of cylindrical parts]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Mashinostroenie = Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building*. 2025; (9):41-52. (In Russ., abstract in Eng.)
24. 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*. 2026; 27:529-547. (In Eng.) DOI: 10.1007/s12541-025-01372-w.
25. Blyumenshteyn V.Yu. [Mechanics of technological inheritance as a scientific basis for the design of complex-profile tools for hardening treatment by surface plastic deformation]. *Naukoemkie tekhnologii v mashinostroenii = Science Intensive Technologies in Mechanical Engineering*. 2017; (8):7-16. (In Russ., abstract in Eng.). DOI: 10.12737/article_5971e6e56cd3d8.31840363.

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

27. 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; 58:463-468. (In Eng.). DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.254.

28. Johnson K.L. Contact Mechanics. Cambridge: Cambridge University Press; 1985. Pp. 107-115. (In Eng.)

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

The authors declare no conflict of interest.

About the authors:

Semen A. Zaides, Professor of the Department of Technology and Equipment of Machine-Building Production, Irkutsk National Research Technical University (664074, Russia, Irkutsk, Lermontov Str., 83), Doctor of Technical Sciences, Professor, ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-9416-7749>, e-mail: zsa@ex.istu.edu

Thanh Chung Le, Postgraduate Student of the Department of Technology and Equipment of Machine-Building Production, Irkutsk National Research Technical University (664074, Russia, Irkutsk, Lermontov Str., 83), ORCID: <https://orcid.org/0009-0003-2787-1746>, e-mail: lechung275@gmail.com

Contribution of the authors:

Semen A. Zaides – research problem statement, scientific management, conceptualisation of research, text editing.

Thanh Chung Le – conducting numerical experiments, data collection, data analysis, reviewing the relevant literature, drawing the conclusions, writing the original draft.

All authors have read and approved the final manuscript.

