

ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ MATERIAL PROCESS ENGINEERING

ISSN 1995-2732 (Print), 2412-9003 (Online)

УДК 621.8: 658

DOI: 10.18503/1995-2732-2026-24-3-63-72



РАСЧЕТ СИЛ ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ В ТЯЖЕЛЫХ УСЛОВИЯХ РЕЗАНИЯ

Воробьев А.А.¹, Терентьев А.В.², Покровская О.Д.², Степанов А.А.², Загородний Н.А.³

¹ Петербургский государственный университет путей сообщения Императора Александра I, Санкт-Петербург, Россия

² Государственный университет управления, Москва, Россия

³ Белгородский государственный технологический университет им. В.Г. Шухова, Белгород, Россия

Аннотация. При восстановительной обработке железнодорожных колёс традиционные подходы к нормированию режимов резания, основанные на усреднённых значениях прочности и однородности материала, утрачивают высокую достоверность. Это обуславливает необходимость перехода от глобальных эмпирических зависимостей к локальным, геометрически и физически адаптированным моделям, способным учитывать пространственную неоднородность поля дефектов и соответствующую вариабельность контактных нагрузок вдоль режущей кромки. Цель работы заключается в разработке термомеханической модели, предназначенной для определения сил резания при точении термически упрочнённых сталей в условиях увеличенной толщины срезаемого слоя. В настоящей работе предпринята попытка разработки модели, которая учитывает прямое воздействие на силы резания множества факторов, а также косвенного влияния условий резания. Разработанная модель расчета сил резания имеет прикладное значение для анализа и оптимизации условий обработки поверхности. В связи с особенностями взаимодействия инструмента с материалом заготовки, зависящей от геометрии режущей кромки, физико-механических свойств обрабатываемого материала, режимов резания и условий смазочно-охлаждающей среды, аналитическое описание этих сил сопряжено со значительными трудностями. Применение данной модели позволит оптимизировать режимы резания и форму режущего лезвия с учетом требуемых отклонений обработанного профиля существенно быстрее традиционных методов. Это способствует снижению времени на переход производства на качественно новые технологические требования. Проведено сопоставление результатов численного моделирования с экспериментальными данными, подтверждающее адекватность предложенного подхода. Выполнено исследование влияния режимов обработки и геометрии режущих кромок в плане на компоненты сил резания, а также на величину упругопластических отклонений обработанной поверхности, обусловленных этими силами.

Ключевые слова: термомеханическая модель, силы резания, закаленная сталь, железнодорожное колесо

Данная статья подготовлена в рамках выполнения научно-исследовательской работы, реализуемой за счет средств федерального бюджета (источник финансирования – Минобрнауки РФ) по теме: «Научно-исследовательские, методологические и практические основы управления технологическими процессами реверсивного инжиниринга при решении комплексных задач импортозамещения в транспортной отрасли машиностроения Российской Федерации» (шифр научной темы FZNW-2024-0013).

© Воробьев А.А., Терентьев А.В., Покровская О.Д., Степанов А.А., Загородний Н.А., 2026

Для цитирования

Расчет сил при токарной обработке закаленных сталей в тяжелых условиях резания / Воробьев А.А., Терентьев А.В., Покровская О.Д., Степанов А.А., Загородний Н.А. // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2026. Т. 24. №3. С. 63-72. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2026-24-3-63-72>



Контент доступен под лицензией Creative Commons Attribution 4.0 License.
The content is available under Creative Commons Attribution 4.0 License.

CALCULATION OF FORCES IN THE TURNING OF HARDENED STEELS UNDER HEAVY CUTTING CONDITIONS

Vorobyov A.A.¹, Terentyev A.V.², Pokrovskaya O.D.², Stepanov A.A.², Zagorodny N.A.³

¹ Emperor Alexander I St. Petersburg State Transport University, Saint Petersburg, Russia

² State University of Management, Moscow, Russia

³ Belgorod State Technological University named after V.G. Shukhov, Belgorod, Russia

Abstract. In the restorative machining of railway wheels, traditional approaches to the determination of cutting conditions based on averaged values of material strength and homogeneity are losing their reliability. This necessitates a transition from global empirical relationships to local, geometrically and physically adaptive models capable of accounting for the spatial heterogeneity of the defect field and the corresponding variability of contact loads along the cutting edge. The study is aimed at developing a thermomechanical model for determining cutting forces during the turning of thermally hardened steels under conditions of increased chip thickness. The present study attempts to develop a model that accounts for the direct effect of multiple factors on cutting forces, as well as the indirect influence of cutting conditions. The developed cutting-force calculation model is of practical significance for the analysis and optimization of surface machining conditions. Due to the specific nature of the interaction between the tool and workpiece material, which depends on the geometry of the cutting edge, the physicomaterial properties of the machined material, cutting conditions, and the conditions of the cutting-cooling medium, the analytical description of these forces is associated with considerable difficulties. The application of the proposed model will make it possible to optimize cutting conditions and cutting-edge geometry while taking into account the required deviations of the machined profile, significantly faster than traditional methods. This contributes to reducing the time required to transition production to qualitatively new technological requirements. A comparison of the numerical simulation results with experimental data has been performed, confirming the adequacy of the proposed approach. The influence of machining conditions and cutting-edge geometry in plan on the components of cutting forces, as well as on the magnitude of elastic-plastic deviations of the machined surface caused by these forces, has been investigated.

Keywords: thermomechanical model, cutting forces, hardened steel, railway wheel.

This article was prepared as part of a research project funded by the federal budget (funding source is the Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation) entitled "Scientific, methodological, and practical foundations for managing reverse engineering processes in addressing complex import substitution challenges in the transport engineering industry of the Russian Federation" (research topic code: FZNW-2024-0013).

For citation

Vorobyov A.A., Terentyev A.V., Pokrovskaya O.D., Stepanov A.A., Zagorodny N.A. Calculation of Forces in the Turning of Hardened Steels Under Heavy Cutting Conditions. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2026, vol. 24, no. 3, pp. 63-72. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2026-24-3-63-72>

Введение

Токарная обработка крупногабаритных закалённых стальных деталей осуществляется в условиях, характеризующихся повышенной сложностью резания. В процессе восстановительной токарной обработки профиля железнодорожных колёс отмечается существенная неоднородность, как по величине припуска, так и по твёрдости обрабатываемой поверхности. Такая нестабильность обусловлена разнообразием эксплуатационных повреждений, накапливающихся на поверхности катания колеса в ходе движения подвижного состава. Наиболее распространёнными дефектами являются ползуны, навары, неравномерный износ и подрезы гребня, каждый из которых формирует локальные зоны с изменённой микроструктурой и повышенной прочностью. Вследствие этого в отдельных случаях, например при устранении

подрезов гребня, глубина резания может достигать 14–16 мм, а локальная твёрдость поверхности в зонах, поражённых ползунами, превышать 6700 МПа [1]. Указанные факторы обуславливают возникновение существенных компонент сил резания, что предъявляет повышенные требования к жёсткости технологической системы и стойкости применяемого режущего инструмента.

Большие значения сил резания увеличивают вероятность поломки режущей пластины и вызывают значительные отклонения обработанной поверхности, что затрудняет обеспечение технологических требований, предъявляемых к поверхностям деталей. Так, например, наметившаяся в последние годы тенденция перехода на высокие скорости движения подвижного состава (свыше 200 км/ч), требует расширения (обоснования) регламентируемых ГОСТ 11018 - 2011 значений допуска радиального биения круга катания

железнодорожного колеса для новых условий эксплуатации. Это связано с тем, что радиальное биение при высоких скоростях приводит к возникновению вибраций колесной пары, что, в свою очередь, увеличивает нагрузки на подшипниковые узлы состава, приводя к высокой вероятности их разрушения. Следовательно, разработка модели расчета сил резания с целью анализа и оптимизации условий обработки является актуальной задачей.

В условиях восстановительной обработки железнодорожных колёс, характеризующейся высокой нестационарностью съёмного припуска и локальной изменчивостью механических свойств поверхностного слоя, традиционные подходы к нормированию режимов резания, базирующиеся на усреднённых значениях прочности и однородности материала, теряют свою достоверность. Это обуславливает необходимость перехода от глобальных эмпирических зависимостей к локальным геометрически и физически адаптированным моделям, способным учитывать пространственную неоднородность поля дефектов и соответствующую вариабельность контактных нагрузок вдоль режущей кромки.

Материалы и методы исследования

Силы резания оказывают принципиальное влияние на точность формообразования и качество обработанной поверхности, в частности на её шероховатость, поскольку определяют деформационные и тепловые процессы в зоне резания. Вследствие сложной природы взаимодействия инструмента с материалом заготовки, зависящей от геометрии режущей кромки, физико-механических свойств обрабатываемого материала, режимов резания и условий смазочно-охлаждающей среды, аналитическое описание этих сил сопряжено со значительными трудностями. Поэтому в инженерной практике и научных исследованиях преобладают эмпирические модели, основанные на обобщении результатов многофакторных экспериментов. Такие модели, как правило, представляют собой произведение степенных зависимостей от основных технологических параметров – глубины резания, подачи и скорости резания, дополненное обобщённым корректирующим коэффициентом. Значение этого коэффициента уточняется посредством подстановки конкретных условий обработки и экспериментально определённых величин сил резания, что позволяет адаптировать модель к заданному сочетанию материала, инструмента и режимов обработки.

Вместе с тем, благодаря исследованиям Н.Н. Зорева [2], А.М. Розенберга [3], Ю.А. Розенберга [4], М.Ф. Полетики [5], В.С. Кушнера [6], Р.Ф. Рехта [7] и других учёных, были разработаны теоретические методы расчёта сил резания, обладающие значительными преимуществами по сравнению с чисто эмпирическими подходами, в частности более высокой обобщающей способностью, физической обоснованно-

стью и применимостью за пределами диапазонов экспериментальных данных.

Теоретические модели, основанные на физико-механическом анализе процесса стружкообразования, позволяют не только прогнозировать силовые характеристики в условиях, не охваченных экспериментальными данными, но и выявлять причинно-следственные связи между структурно-механическими свойствами обрабатываемого материала и динамикой контактного взаимодействия в зоне резания. Такой подход особенно значим при обработке упрочнённых и неоднородных поверхностей, где локальные изменения микроструктуры, обусловленные эксплуатационными повреждениями, приводят к существенной дисперсии механических характеристик в пределах одной и той же заготовки.

В многочисленных исследованиях, а также при разработке нормативных рекомендаций по режимам резания принималось допущение о пропорциональности сил, действующих на передней поверхности режущего инструмента, площади поперечного сечения срезаемого слоя S_t и фактическому пределу прочности материала заготовки при растяжении S_b :

$$R_z = K_z S_b S_t, \quad (1)$$

$$R_v = K_v S_b S_t. \quad (2)$$

Коэффициенты пропорциональности в указанных соотношениях интерпретируются как удельные силы стружкообразования. Их значения определялись как на основе экспериментальных данных, так и аналитически – через фундаментальные параметры процесса стружкообразования. В частности, Эрнст, Мерчант и другие исследователи предложили соответствующие зависимости:

$$K_z = \frac{\tau_y}{S_b} \frac{\cos \omega}{\cos(\varphi_y + \omega) \sin \varphi_y}, \quad (3)$$

$$K_v = \frac{\tau_y}{S_b} \frac{\sin \omega}{\cos(\varphi_y + \omega) \sin \varphi_y}. \quad (4)$$

Различия обусловлены исключительно разными подходами к определению угла наклона условной плоскости сдвига φ_y и угла действия ω . Однако последующие экспериментальные исследования, выполненные Н.Н. Зоровым, М.Ф. Полетикой и рядом других авторов, показали, что данная модель не учитывает влияния ряда реальных факторов. Вследствие этого теоретические значения углов демонстрируют значительные отклонения от экспериментально зарегистрированных данных. Эти расхождения указывают на необходимость корректировки исходных гипотез модели либо использования эмпирических зависимостей, учитывающих специфику конкретных условий резания.

$$\varphi_y = \frac{\pi}{4} - \frac{\omega}{2} = \frac{\pi}{4} - \frac{\eta}{2} - \frac{\gamma}{2}. \quad (5)$$

В работах Н.Н. Зорева, А.М. Розенберга и др. угол φ_y определялся через экспериментально измеренную усадку стружки ζ :

$$\varphi_y = \arctg \frac{\cos \gamma}{\zeta - \sin \gamma}. \quad (6)$$

Для определения угла φ_y и угла действия ω Н.Н. Зоровым [2] использовалось эмпирическое соотношение:

$$\varphi_y + \omega = c. \quad (7)$$

А.М. Розенберг [3] определял указанные углы из условия эквивалентности удельных работ, затрачиваемых при сжатии и резании.

При выводе соответствующих соотношений принималось допущение, согласно которому взаимодействие стружки с режущим инструментом описывается законом внешнего трения. В рамках этой гипотезы предполагалось, что касательные напряжения в зоне стружкообразования τ_y и коэффициент трения μ не зависят от угла наклона условной плоскости сдвига φ_y , что значительно упрощает аналитическое описание процесса резания, однако ограничивает точность модели при анализе реальных условий обработки.

Вместе с тем экспериментальные данные свидетельствуют о том, что фактическое трение на контактной поверхности между стружкой и инструментом является сложным физико-механическим процессом, зависящим не только от свойств материалов, но и от геометрии контакта, температуры, скорости деформации и других факторов. Альтернативный подход, предложенный В.С. Кушнером [6], заключается в отказе от традиционного коэффициента трения μ в пользу набора физически обоснованных характеристик. Такой подход позволяет более точно учитывать реальное распределение напряжений и энергетические потери при резании, а также обеспечивает лучшую согласованность теоретических результатов с экспериментальными данными. В частности, в этой модели вводятся такие параметры, как длина контакта стружки с передней поверхностью режущего инструмента и средние удельные силы, действующие в зоне этого контакта:

$$K_v = \frac{\bar{q}_F}{S_b} \frac{c}{a} \frac{1}{\zeta} \frac{\zeta - \sin \gamma}{\cos \gamma} - \frac{\bar{\tau}}{S_b} \frac{\zeta + \frac{1}{\zeta} - 2 \sin \gamma}{\cos \gamma} \operatorname{tg} \gamma, \quad (8)$$

$$K_\xi = \frac{\bar{\tau}}{S_b} \frac{\zeta + \frac{1}{\zeta} - 2 \sin \gamma}{\cos \gamma} + \frac{\bar{q}_F}{S_b} \frac{c}{a} \frac{1}{\zeta}. \quad (9)$$

В процессе резания возникает необходимость количественной оценки средних удельных сил, действующих как в плоскости сдвига, так и на передней поверхности режущего инструмента. Эти силы напрямую влияют на энергетические затраты при обработке, качество формируемой поверхности и износ инструмента. Одновременно с этим требуется определение геометрических характеристик контактной зоны между стружкой и передней поверхностью резца, в частности её длины, поскольку именно эта величина определяет условия трения, теплообразования и распределения напряжений в зоне резания.

Для расчёта длины контактной зоны в литературе предложены различные аналитические зависимости, учитывающие физико-механические особенности процесса стружкообразования. Среди наиболее значимых работ следует отметить исследования А. М. Розенберга, М. Ф. Полетики, М. И. Клушина, Н. Г. Абуладзе и ряда других авторов, предложивших модели, основанные на балансе сил в зоне резания, гипотезах о распределении нормальных и касательных напряжений, а также на эмпирических корреляциях, полученных в результате экспериментальных исследований.

Указанные подходы не противоречат друг другу, а взаимно дополняют: один из них описывает процессы, протекающие в зоне внешнего трения, тогда как другой отражает условия, характерные для области пластической деформации. Исследованию сил и контактных напряжений, действующих на заднюю поверхность инструмента, посвящены работы Н.Н. Зорева [2], А.М. Розенберга и А.Н. Еремина [3], Ю.А. Розенберга и С.И. Тахмана [4], М.Ф. Полетики и В.В. Мелихова [8], М.Х. Утешева и В.А. Сеникова [9] и ряда других авторов. В указанных исследованиях использовались разнообразные экспериментальные методы для анализа силового взаимодействия между режущим инструментом и обрабатываемой заготовкой. Одним из подходов являлось измерение суммарных компонент сил резания с последующим их разложением на составляющие, обусловленные, в частности, взаимодействием задней поверхности инструмента с уже сформированной поверхностью детали; при этом параллельно оценивались геометрические параметры износа, прежде всего ширина фаски износа на задней поверхности. Для повышения точности локализации силовых эффектов применялись специализированные разрезные динамометрические резцы, конструкция которых включала косую щель, обеспечивающую пространственное разделение областей контакта и, как следствие, возможность более достоверного определения вклада задней поверхности в общие силы резания. Дополнительно для изучения характера контактного взаимодействия на рабочих поверхностях инструмента использовались методы, основанные на принципах поляризационной оптики, позволяющие визуализировать и количественно оценивать распределение контактных напряжений в реальном времени; аналогичные результаты достигались также с применением методов термоиндикации,

тензометрирования и цифровой корреляции изображений, что обеспечивало комплексный подход к анализу трибологических процессов в зоне резания.

В рамках теоретического анализа Н.Н. Зоревым была предложена модель расчёта сил, действующих на заднюю поверхность инструмента, в основе которой лежит допущение о том, что удельные нормальные напряжения определяются пределом прочности упрочнённого поверхностного слоя заготовки, полученного в условиях статического нагружения (рис. 1):

$$q_{N_1} \approx \frac{HB}{3} \approx \sigma_b. \quad (10)$$

При этом касательные удельные силы определялись в соответствии с известным законом:

$$q_{F_1} = \mu q_{N_1} \approx 0,6 q_{N_1}. \quad (11)$$

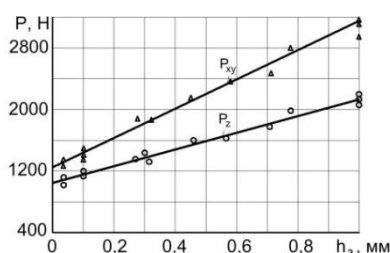


Рис. 1. Влияние ширины фаски износа задней поверхности на проекции силы резания (сталь 40 ХНМА, $t = 2$ мм, $V = 1,25$ м/с) по экспериментальным данным Н.Н. Зорева

Fig. 1. Effect of the width of the flank wear land on the projections of the cutting force (40KhNMA steel, $t = 2$ mm, $V = 1.25$ m/s) according to the experimental data of N.N. Zorev

Экспериментальные данные об удельных касательных напряжениях, полученные Н.Н. Зоревым, свидетельствуют о том, что уровень указанных напряжений соответствует условиям упругопластического контакта между обрабатываемой деталью и режущим инструментом.

Полученные результаты и их обсуждение

При расчёте сил резания особую сложность представляет определение нормальных напряжений на задней поверхности инструмента в пределах застойной зоны, что обусловлено отсутствием прямых экспериментальных методов их измерения в условиях реального процесса обработки. В связи с этим в настоящей работе принимается гипотеза ортогонального отделения стружки в виде «уса» от основного объёма стружки, что позволяет существенно упростить граничные условия контактного взаимодействия. Формирование «уса» рассматривается как характерный признак черновых режимов резания, когда обеспечивается интенсивное пластическое деформирование материала и стабильное прилегание инструмента к поверхности резания. Данная гипотеза пред-

полагает, что контактные поверхности инструмента подвергаются равномерному сжатию, что, в свою очередь, обосновывает допущение о равенстве нормальных напряжений на передней и задней поверхностях инструмента. При этом распределение указанных напряжений принимается равномерным в пределах контактных зон, что согласуется с общепринятой практикой моделирования процессов резания при анализе силовых характеристик и термомеханического состояния режущего клина.

Следовательно, нормальные напряжения, действующие на задней поверхности в пределах области застойной зоны, совпадают с нормальными напряжениями на передней поверхности и могут быть определены по следующей формуле:

$$q_N = \bar{\tau} \frac{a}{f \sin \varphi_y \cos(\varphi_y - \gamma)} + q_F \operatorname{tg}(\varphi_y - \gamma). \quad (12)$$

Исследование особенностей стружкообразования в условиях несвободного резания осуществлялось рядом авторов, включая Н.Н. Зорева [10], Н.И. Резникова [11], Ю.А. Розенберга [4], М.И. Клушина [12], Ю.С. Шарина [13], Г.Л. Куфарова [14] и др. Основное различие в их подходах обусловлено неоднозначной оценкой степени пластической деформации металла в области контакта с вспомогательной режущей кромкой.

В частности, Ю.А. Розенберг указал, что наличие радиуса закругления при вершине резца приводит к формированию переменного угла в плане вдоль активной части режущей кромки. Вследствие этого среднее значение угла в плане φ_{cp} может быть вычислено по формуле

$$\varphi_{cp} = \frac{1}{2} \arccos \left(1 - \frac{t}{R} \right). \quad (13)$$

Однако при обработке железнодорожных колёс указанное допущение приводит к существенным погрешностям, обусловленным значительной величиной радиуса закругления вершины режущего инструмента ($r = 4-14$ мм).

С целью разработки математической модели, адекватно отражающей влияние радиуса при вершине резца, рассмотрим схему точения с использованием круглого (чашечного) резца либо криволинейного участка режущей кромки с радиусом закругления вершины r (рис. 2).

Для определения сил при прямоугольном точении инструментом с криволинейной режущей кромкой рассмотрим малый элемент этой кромки Δl (см. рис. 2), который аппроксимируется прямолинейным отрезком, ориентированным под локальным углом в плане φ_x к направлению подачи. Такой подход позволяет локализовать анализ процесса резания и свести его к рассмотрению условий стружкообразования в окрестности выделенного элемента. Примем, что равнодействующая элементарных сил, возникающих на передней поверхности инструмента в пределах данного элемента, задаётся двумя проекциями (ΔR_v ,

ΔR_ξ). В силу геометрии процесса эта равнодействующая лежит в плоскости, перпендикулярной элементу Δl , что соответствует плоскости локального стружкообразования, в которой реализуются основные деформационные и силовые взаимодействия между инструментом и материалом заготовки. Учёт локальной ориентации режущей кромки и соответствующей ей плоскости стружкообразования обеспечивает корректное распределение удельных сил резания вдоль всей криволинейной кромки и, как следствие, точное определение интегральных компонент результирующего вектора силы резания:

$$\Delta R_v = K_v S_b a_x \Delta l; \Delta R_\xi = K_\xi S_b a_x \Delta l, \quad (14)$$

где S_b – действительный предел прочности обрабатываемого материала при растяжении; a_x – толщина срезаемого слоя на участке Δl режущей кромки (рис. 3).

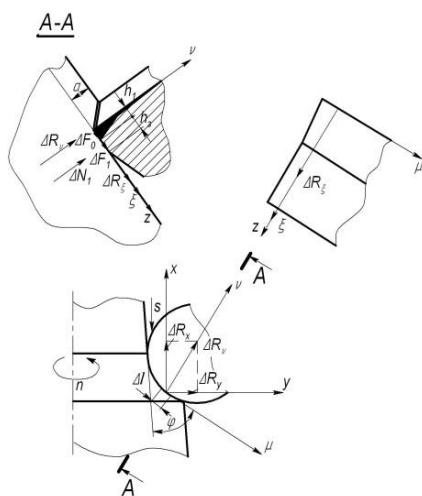


Рис. 2. Схема приращений технологических составляющих силы резания в основной плоскости и в плоскости стружкообразования
Fig. 2. Diagram of increments of the technological components of the cutting force in the principal plane and the chip formation plane

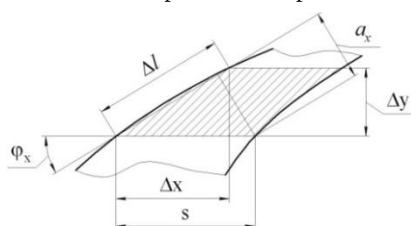


Рис. 3. Геометрия элемента сечения срезаемого слоя
Fig. 3. Geometry of an element of the cross-section of the cut layer

Приращения сил на задней поверхности на участке Δl режущей кромки определяются с учётом установленного в работе условия равенства касательных напряжений в зоне застоя на передней и задней поверхностях инструмента:

$$\Delta N_1 = (q_N f_y \sin \gamma_f + \sigma_b h_3) \Delta l; \Delta F_1 = \mu_1 \sigma_b h_3 \Delta l. \quad (15)$$

Переход от приращений проекций силы резания к интегральным составляющим осуществляется интегрированием по длине режущей кромки l :

$$\begin{aligned} P_x &= \int_L \left[\left(\frac{\Delta R_v}{\Delta l} + \frac{\Delta N_1}{\Delta l} \right) \sin \phi_1 \right] dl, \\ P_y &= \int_L \left[\left(\frac{\Delta R_v}{\Delta l} + \frac{\Delta N_1}{\Delta l} \right) \cos \phi_1 \right] dl, \\ P_z &= \int_L \left[\frac{\Delta R_\xi}{\Delta l} + \frac{\Delta F_1}{\Delta l} \right] dl. \end{aligned} \quad (16)$$

При указанном подходе к определению технологических компонентов силы резания форма режущей кромки может варьироваться в широких пределах. В каждом конкретном случае учёт геометрии режущей кромки при выполнении интегрирования обуславливает получение соответствующих специфических аналитических выражений.

С учётом вышесказанного, интегрируя, для схемы точения с радиусом получим

$$P_y = K_v S_b s t_r \left(1 - \frac{t_r}{2r} \right) + (q_N f_y \sin \gamma_f + \sigma_b h_3) t_r \sqrt{2 \frac{r}{t_r} - 1}; \quad (17)$$

$$\begin{aligned} P_x &= K_v S_b s t_r \left[\frac{r}{2t_r} \arcsin \sqrt{\frac{t_r}{r} \left(2 - \frac{t_r}{r} \right)} - \left(1 - \frac{t_r}{r} \right) \frac{1}{2} \sqrt{2 \frac{r}{t_r} - 1} \right] + \\ &+ (q_N f_y \sin \gamma_f + \sigma_b h_3) t_r; \end{aligned} \quad (18)$$

$$P_z = K_\xi S_b s t_r + (\mu_1 \sigma_b h_3 + q_F h_1) r \arcsin \frac{\sqrt{t_r (2r - t_r)}}{r}, \quad (19)$$

где K_v и K_ξ – удельные силы стружкообразования, значения которых определяются на основе теоретически полученных данных для колёсной стали, включая характеристики усадки стружки и величины касательных напряжений; S_b – действительный предел прочности материала при растяжении; s – подача; t_r – глубина резания, соответствующая участку режущей кромки, выполненному по дуге окружности; r – радиус закругления криволинейной кромки; σ_b – условный предел прочности при растяжении; h_3 – высота фаски износа; ϕ – главный угол в плане; f_y – ширина упрочняющей фаски; γ_f – угол наклона упрочняющей фаски.

Для призматической пластины, содержащей радиусную кромку с радиусом $r = 4$ мм и прямолинейный участок, силы резания определялись путём суммирования вкладов, рассчитанных отдельно для каждого из указанных участков. Такой подход основан на предположении аддитивности силовых компонент, обусловленных геометрически различными зонами контакта инструмента с обрабатываемым материалом.

Экспериментальное исследование сил резания при точении колёсной стали повышенной твердости проводилось в рамках серии испытаний, выполненных при фиксированных режимах резания, включая постоянные значения глубины резания, подачи и скорости резания. Полученные в результате численного интегрирования теоретические значения сил сопоставлялись с данными, измеренными с использованием тензометрического динамометрического стенда, что позволило оценить достоверность принятой модели и выявить степень влияния геометрии режущей кромки на динамику процесса резания. В ходе эксперимента применялась колёсная сталь марки 3 по ГОСТ 398-96 с исходной твердостью ≈ 2800 МПа. Из указанного материала были изготовлены два цилиндрических образца диаметром $d_1 = d_2 = 65,1$ мм соответственно и длиной 300 мм.

Для качественного и количественного определения химического состава бандажной стали использовался рентгеновский спектрометр «СПЕКТРОСКАН МАКС» (МАКС-GV). На основании установленного химического состава образцы подвергались термической обработке, включающей закалку с последующим отпуском, с целью достижения заданных значений твердости. Режимы термообработки подбирались с учётом содержания легирующих элементов, особенно углерода и марганца, влияющих на прокаливаемость стали и конечную микроструктуру с целью достижения заданных значений твердости соответственно $HB_{\text{№1}} = 4510$ МПа, $HB_{\text{№2}} = 3210$ МПа.

Для оценки твердости термически обработанных заготовок применялись динамический твердомер «ТЭМП-2» и пресс Роквелла модели ТК-14-250 №595. Перед началом механической обработки все образцы подвергались контролю геометрических параметров и шероховатости поверхностного слоя, что обеспечивало воспроизводимость результатов при последующем точении. Непосредственная обработка проводилась на токарном станке модели 16К20, при этом варьировались основные параметры режимов резания в пределах, соответствующих рекомендациям для обрабатываемых марок сталей. Для регистрации силовых характеристик процесса использовался электротензометрический динамометр УДМ-600, предварительно прошедший тарировку. Это позволило с высокой точностью определить составляющие силы резания P_x, P_y, P_z . Сравнение экспериментальных данных по силам резания с результатами, рассчитанными по предложенной модели, выявило относительное отклонение, не превышающее 5% (рис. 4).

Сопоставление проводилось также с известными экспериментальными результатами различных исследователей. Первые экспериментальные данные о силах резания были получены русским учёным Я.Г. Усачёвым в 1912 году [15]. Проведённое сопоставление показало высокое соответствие между экспериментальными результатами Усачёва и теоретическими расчётами (рис. 5).

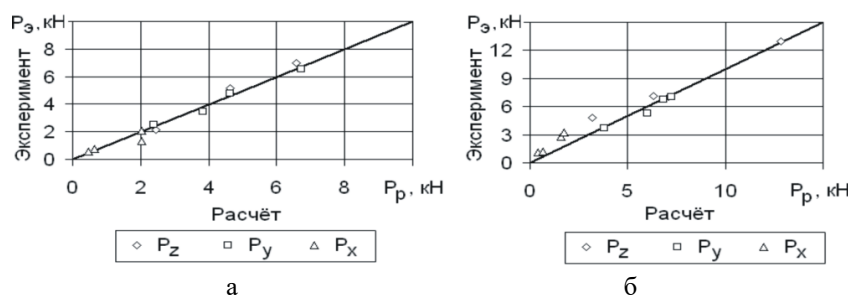


Рис. 4. Сопоставление расчётных сил резания с экспериментальными данными при точении колёсной стали твердостью $HB = 3210\text{--}4510$ МПа: а – резцом с призматической пластиной $r = 4$ мм;

б – резцом с круглой пластиной $r = 15$ мм при $s = 0,7\text{--}1,2$ мм/об; $t = 0,5\text{--}2$ мм; $\varphi = 75^\circ$; $\gamma = 10^\circ$; $\lambda = 0^\circ$

Fig. 4. Comparison of calculated cutting forces with experimental data for turning wheel steel with a hardness of $HB = 3210\text{--}4510$ МПа: а is with a tool equipped with a prismatic insert, $r = 4$ mm, and b is with a tool equipped with a round insert, $r = 15$ mm, at $s = 0.7\text{--}1.2$ mm/rev; $t = 0.5\text{--}2$ mm; $\varphi = 75^\circ$; $\gamma = 10^\circ$; $\lambda = 0^\circ$

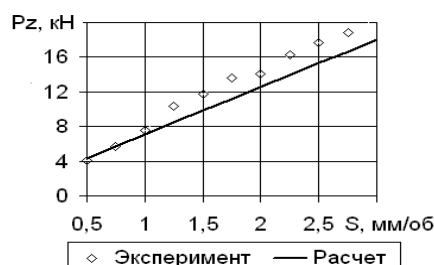


Рис. 5. Сопоставление расчётных данных по силам резания с экспериментом Я.Г. Усачева при точении стали $\sigma_b = 550$ МПа, $\delta = 24\%$ быстрорежущим резцом ($\varphi = 30^\circ$, $\gamma = 30^\circ$, $h_3 = 0,5$ мм, $t = 4$ мм, $V = 14$ м/мин)

Fig. 5. Comparison of calculated cutting-force data with the experimental results of Ya.G. Usachev for turning steel with $\sigma_u = 550$ МПа and $\delta = 24\%$ using a high-speed tool with ($\varphi = 30^\circ$, $\gamma = 30^\circ$, $h_z = 0.5$ mm, $t = 4$ mm, $V = 14$ m/min)

При значениях подачи, превышающих 1 мм, наблюдается незначительное расхождение между экспериментальными и расчётными данными. Это расхождение обусловлено, в первую очередь, упругопластической деформацией режущей кромки инструмента, возникающей под действием возросших сил резания. В ходе обработки происходит так называемое «опускание» режущей кромки, что влечёт за собой локальное изменение геометрии инструмента в зоне контакта со срезаемым слоем. Наиболее существенным следствием указанной деформации является изменение фактического переднего угла, что, в свою очередь, влияет на условия стружкообразования и распределение тепловых потоков в режущей зоне. Указанные факторы приводят к отклонению реальных значений сил резания и температур от тех, которые предсказываются расчётными моделями, предполагающими неизменную геометрию инструмента. Таким образом, наблюдаемое расхождение между экспериментом и расчётом при повышенных подачах преимущественно обусловлено деформацией режущей кромки и сопутствующим изменением переднего угла инструмента в процессе резания. Значительный массив экспериментальных исследований, посвящённых анализу сил резания при обработке сталей, был выполнен Н. Н. Зоревым [2] (рис. 6). В частности, сопоставление результатов, полученных для стали марки 60, демонстрирует удовлетворительное соответствие между экспериментальными данными и прогнозами, рассчитанными на основе предложенной модели.

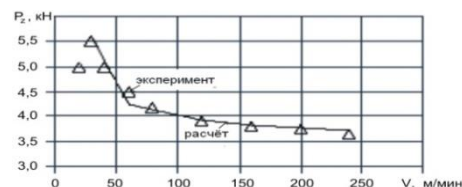


Рис. 6. Экспериментальные зависимости сил резания от скорости резания при точении стали 60 по Н.Н. Зореву: $s = 0,49-0,51$ мм/об; $t = 4$ мм; $\varphi = 60^\circ$; $\gamma = 10^\circ$; $\lambda = 0^\circ$; $r = 1$ мм; $h_3 = 0,1$ мм

Fig. 6. Experimental dependences of cutting forces on cutting speed during turning of steel 60 according to N.N. Zorev: $s = 0.49-0.51$ mm/rev; $t = 4$ mm; $\varphi = 60^\circ$; $\gamma = 10^\circ$; $\lambda = 0^\circ$; $r = 1$ mm; $h_z = 0.1$ mm

Полученные уравнения, описывающие силы при несвободном резании, были применены к условиям обработки профилей железнодорожных колёс. Установлено, что рост составляющей силы резания P_y , вызванный уменьшением угла в плане при применении резцов, оснащённых призматическими пластинами (рис. 7, а), а также обусловленное этим увеличение упругих деформаций обработанной поверхности, могут быть частично компенсированы за счёт повышения переднего угла инструмента (рис. 7, б).

Установлено, что увеличение глубины резания при обработке колесной стали чашечными резцами ($r = 15$ мм) приводит к существенному увеличению силы P_y (рис. 8).

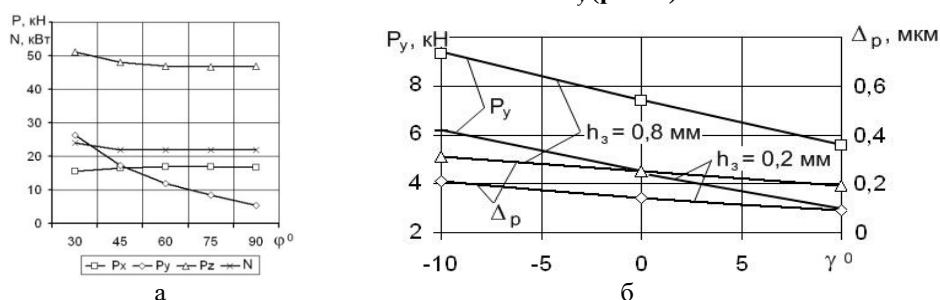


Рис. 7. Влияние угла в плане на силы и мощность резания (а) и переднего угла на силу P_y (б) и связанные с ней отклонения при точении колесной стали (HB = 2580 МПа) резцом Т14К8 ($\varphi = 75^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, $r = 4$ мм, $V = 28$ м/мин, $s = 1,6$ мм/об, $t = 8$ мм)

Fig. 7. Effect of the angle on cutting forces and power (а), and effect of the rake angle on the P_y force (б) and the associated deviations during turning of wheel steel (HB = 2580 MPa) with a T14K8 tool ($\varphi = 75^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, $r = 4$ mm, $V = 28$ m/min, $s = 1.6$ mm/rev, $t = 8$ mm)

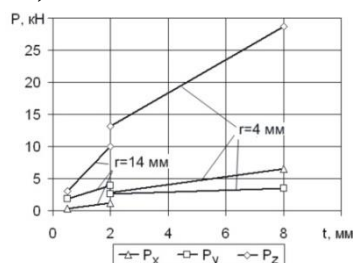


Рис. 8. Влияние глубины на силы резания при точении призматическим ($r = 4$ мм) и чашечным резцом ($r = 14$ мм) стали 60 (HB = 2580 МПа) (резец Т14К8, $\varphi = 75^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, $s = 1,2$ мм/об, $V = 45$ м/мин)

Fig. 8. Effect of depth of cut on cutting forces during turning of steel 60 (HB = 2580 MPa) with a prismatic tool ($r = 4$ mm) and a cup-type tool ($r = 14$ mm) (T14K8 tool, $\varphi = 75^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, $s = 1.2$ mm/rev, $V = 45$ m/min)

Заключение

Таким образом, в настоящей статье разработана термомеханическая модель, которая учитывает прямое воздействие на силы резания порядка 1,5 десятка основных факторов, при этом число учитываемых параметров расширяется за счёт учёта косвенного влияния условий резания, опосредованного изменениями температуры в зоне резания. Разработанная модель расчета сил резания имеет прикладное значение для анализа и оптимизации условий обработки поверхности.

Надо полагать, что применение данной модели позволит оптимизировать режимы резания и форму режущего лезвия с учетом требуемых отклонений обработанного профиля существенно быстрее традиционных методов. В свою очередь, это обстоятельство будет способствовать:

- формированию научно-методической основы локальных, геометрически и физически адаптированных моделей, учитывающих пространственную неоднородность поля дефектов и соответствующую переменность контактных нагрузок вдоль режущей кромки;

- нормированию режимов резания при восстановительной обработке железнодорожных колёс с высокой достоверностью;

- снижению времени на переход современного производства на качественно новые технологические требования.

Список источников

1. Влияние структуры и механических характеристик колесных сталей на изнашивание и режимы восстановления профиля колесных пар: монография / В. С. Кушнер, А. А. Крутько, А. А. Воробьев [и др.] ; под ред. И.А. Иванова, В.С. Кушнера. Омск : ФГБОУ ВО «Омский государственный технический университет», 2015. 224 с. ISBN 978-5-8149-2014-0. EDN VCBHMY.
2. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. М.: Машгиз, 1956. 386 с.
3. Розенберг А.М., Ерёмин А.Н. Элементы процесса резания металлов. М.: Машгиз, 1956.
4. Розенберг Ю.А., Тахман С.И. Силы резания и методы их определения: учебное пособие. Курган: КМИБ, 1995.
5. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. М.: Машиностроение, 1969. 148 с.
6. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластичных материалов. Иркутск: Изд-во Иркут. ун-та, 1982.
7. Рехт Р.Ф. Динамический анализ высокоскоростной обработки резанием // Конструирование и технология машиностроения. 1985. Т. 107. № 4. С. 135-146.
8. Полетика М.Ф., Мелихов В.В. Контактные нагрузки на задней поверхности инструмента // Вестник машиностроения. 1967. №9. С.78-81.
9. Утешев М.Х., Сеников В.А. Напряжённое состояние режущей части инструмента с округлённой ре-

жущей кромкой // Вестник машиностроения. 1967. №9. С. 78-81.

10. Зорев Н.Н. Расчёт проекций силы резания. М.: Машгиз, 1958.
11. Резников Н.И. Учение о резании металлов. М.: Машгиз, 1947.
12. Клушин М.И. Резание металлов. М.: Машгиз, 1958. 454 с.
13. Шарин Ю.С. Исследование некоторых закономерностей процесса резания металлов при изменении отношения подачи к глубине резания в широких пределах : автореф. ... канд. техн. наук. Свердловск, 1953.
14. Куфарев Г.Л., Окенов К.Б., Говорухин В.А. Стружкообразование и качество обработанной поверхности при несвободном резании. Фрунзе: Мектеп, 1970. 170 с.
15. Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание материалов: учебник. М.: Высш шк., 2009. 535 с.: ил.

References

1. Kushner V.S., Krutko A.A., Vorobyev A.A., et al. *Vliyanie struktury i mekhanicheskikh kharakteristik kolesnykh stalei na iznashivanie i rezhimy vosstanovleniya profilya kolesnykh par: monografiya* [Influence of the structure and mechanical characteristics of wheel steels on wear and wheelset profile restoration modes: monograph]. Omsk: Omsk State Technical University, 2015, 224 p. (In Russ.) ISBN 978-5-8149-2014-0. EDN VCBHMY.
2. Zorev N.N. *Voprosy mekhaniki protsessa rezaniya metallov* [Problems of metal cutting mechanics]. Moscow: Mashgiz, 1956, 386 p. (In Russ.)
3. Rozenberg A.M., Eremin A.N. *Elementy protsessa rezaniya metallov* [Elements of the metal cutting process]. Moscow: Mashgiz, 1956. (In Russ.)
4. Rozenberg Yu.A., Takhman S.I. *Sily rezaniya i metody ikh opredeleniya: uchebnoe posobie* [Cutting forces and methods for their determination: textbook]. Kurgan: KMIB, 1995. (In Russ.)
5. Poletika M.F. *Kontaktnye nagruzki na rezhushchikh pov-erkhnostyakh instrumenta* [Contact loads on tool cutting surfaces]. Moscow: Mashinostroenie, 1969, 148 p. (In Russ.)
6. Kushner V.S. *Termomekhanicheskaya teoriya protsessa nepreryvnogo rezaniya plastichnykh materialov* [Thermomechanical theory of the continuous cutting process of ductile materials]. Irkutsk: Irkutsk University Publishing House, 1982. (In Russ.)
7. Rekht R.F. *Dynamic analysis of high-speed machining. Konstruirovaniye i tekhnologiya mashinostroeniya* [Design and technology of machine building]. 1985;107(4):135-146. (In Russ.)
8. Poletika M.F., Melikhov V.V. Contact loads on the flank surface of a tool. *Vestnik Mashinostroeniya* [Vestnik of Mechanical Engineering]. 1967;(9):78-81. (In Russ.)
9. Uteshev M.Kh., Senyukov V.A. Stress state of the cutting part of a tool with a rounded cutting edge. *Vestnik Mashinostroeniya* [Vestnik of Mechanical Engineering]. 1967;(9):78-81. (In Russ.)
10. Zorev N.N. *Raschet proektsii sily rezaniya* [Calculation of cutting force projections]. Moscow: Mashgiz, 1958. (In Russ.)
11. Reznikov N.I. *Uchenie o rezanii metallov* [Theory of metal cutting]. Moscow: Mashgiz, 1947. (In Russ.)

12. Klushin M.I. *Rezanie metallov* [Metal Cutting]. Moscow: Mashgiz, 1958, 454 p. (In Russ.)
13. Sharin Yu.S. *Issledovanie nekotorykh zakonomernostei protsessa rezaniya metallov pri izmenenii otnosheniya podachi k glubine rezaniya v shirokikh predelakh: avtoref. kand. tekhn. nauk* [Investigation of certain regularities of the metal cutting process with wide variation of the feed-to-cutting-depth ratio. Extended abstract of Ph.D. dissertation]. Sverdlovsk, 1953.
14. Kufarev G.L., Okenov K.B., Govorukhin V.A. *Struzhkoobrazovanie i kachestvo obrabotannoi poverkhnosti pri nesvobodnom rezanii* [Chip formation and machined quality in non-free cutting]. Frunze: Mektep, 1970, 170 p. (In Russ.)
15. Vereshchaka A.S., Kushner V.S. *Rezanie materialov: uchebnik* [Material cutting: textbook]. Moscow: Vysshaya Shkola, 2009, 535 p. (In Russ.)

Поступила 12.01.2026; принята к публикации 07.05.2026; опубликована 30.09.2026

Submitted 12/01/2025; revised 07/05/2026; published 30/09/2026

Воробьев Александр Алфеевич – доктор технических наук, профессор,
Петербургский государственный университет путей сообщения Императора Александра I,
Санкт-Петербург, Россия.

Терентьев Алексей Вячеславович – доктор технических наук, доцент,
Государственный университет управления, Москва, Россия.

Покровская Оксана Дмитриевна – доктор технических наук, доцент,
Государственный университет управления, Москва, Россия.
Email: insight1986@inbox.ru. ORCID 0000-0001-9793-0666

Степанов Алексей Алексеевич – доктор экономических наук, профессор,
Государственный университет управления, Москва, Россия.

Загородний Николай Александрович – доктор технических наук, доцент,
Белгородский государственный технологический университет им. В.Г.Шухова, Белгород, Россия.

Alexander A. Vorobyov – DrSc (Eng.), Professor,
Emperor Alexander I St. Petersburg State Transport University, Saint Petersburg, Russia.

Alexey V. Terentyev – DrSc (Eng.), Associate Professor,
State University of Management, Moscow, Russia.

Oksana D. Pokrovskaya – DrSc (Eng.), Associate Professor,
State University of Management, Moscow, Russia.
Email: insight1986@inbox.ru. ORCID 0000-0001-9793-0666

Alexey A. Stepanov – DrSc (Eng.), Professor,
State University of Management, Moscow, Russia.

Nikolay A. Zagorodny – DrSc (Eng.), Associate Professor,
Belgorod State Technological University named after V.G. Shukhov, Belgorod, Russia.