



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

УДК 621.923

DOI: 10.18503/1995-2732-2024-22-1-76-87

ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ ГЛУБИННОГО ШЛИФОВАНИЯ НА МОРФОЛОГИЮ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ТИТАНОВОГО СПЛАВА

Носенко В.А.¹, Кременецкий Л.Л.¹, Коряжкин А.А.²

¹ Волжский политехнический институт (филиал) ФГБОУ ВО «Волгоградский государственный технический университет», Волжский, Россия

² ЗАО «Новые инструментальные решения», Рыбинск, Россия

Аннотация. Процесс глубинного шлифования сплавов на основе титана осложняется их высокой адгезионной активностью к абразивному материалу. Мерами, способствующими совершенствованию процесса глубинного шлифования в этих условиях, является подбор режимов резания и характеристик шлифовального круга. Дальнейшему развитию обработки методом глубинного шлифования труднообрабатываемых титановых сплавов способствует использование одного из последних средств контроля состояния шлифованной поверхности – сканирующего электронного микроскопа. Целью работы является исследование влияния скорости продольной подачи и твердости абразивного инструмента из карбида кремния зеленого на состояние обработанной поверхности сплава Ti6Al4V. Контроль состояния обработанной поверхности (морфология, химический состав) осуществляли на двухлучевом электронном микроскопе Versa 3D DualBeam. На обработанной поверхности установлено наличие налипов металла, царапин и борозд, оставленных вершинами зерен шлифовального круга. Установлены закономерности формирования обработанной поверхности по длине заготовки с учетом этапа глубинного шлифования. Этап постоянной длины дуги контакта характеризуется высокой интенсивностью адгезионно-когезионного взаимодействия абразивного материала и титанового сплава, которая снижается с переходом на этап выхода и уменьшением мгновенной режущей способности. С увеличением скорости продольной подачи v_s от 100 до 150 мм/мин интенсивность налипания обрабатываемого материала на вершины зерен шлифовального круга и переноса этого материала обратно на заготовку снижается. Установлено, что изменение характеристики шлифовального круга оказывает значимое влияние на состояние поверхности Ti6Al4V только при $v_s = 150$ мм/мин. Методом точечного элементного анализа доказан факт переноса абразивного материала (кристаллов карбида кремния) на титановый сплав при глубинном шлифовании.

Ключевые слова: глубинное шлифование, скорость продольной подачи, титановый сплав, карбид кремния, морфология, сканирующая электронная микроскопия

Исследование выполнено при финансовой поддержке ВолгГТУ в рамках научного проекта № 13/45-22.

© Носенко В.А., Кременецкий Л.Л., Коряжкин А.А., 2024

Для цитирования

Носенко В.А., Кременецкий Л.Л., Коряжкин А.А. Влияние условий глубинного шлифования на морфологию обработанной поверхности титанового сплава // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2024. Т. 22. №1. С. 76-87. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2024-22-1-76-87>



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

THE INFLUENCE OF CREEP-FEED GRINDING CONDITIONS ON THE MORPHOLOGY OF THE MACHINED SURFACE OF A TITANIUM ALLOY

Nosenko V.A.¹, Kremenetskii L.L.¹, Koryazhkin A.A.²

¹ Volzhsky Polytechnic Institute (branch) of Volgograd State Technical University, Volzhsky, Russia

² CJSC New Tooling Solutions (NIR), Rybinsk, Russia

Abstract. The process of creep-feed grinding (CFG) of titanium-based alloys is complicated by their high adhesive activity to the abrasive material. Measures that contribute to improving the grinding process under these conditions are the selection of cutting modes and the grinding wheel characteristics. Further development of machining of hard-to-cut titanium alloys by CFG is facilitated by using one of the latest means of monitoring the condition of a machined surface, namely a scanning electron microscope. The research objective is to study the influence of longitudinal feed speed and hardness of an abrasive tool made of green silicon carbide on the condition of the machined surface of the Ti6Al4V alloy. The condition of the machined surface (morphology, a chemical composition) was monitored using a Versa 3D DualBeam electron microscope. Metal deposits, scratches and grooves left by peaks of the grinding wheel grains were detected on the machined surface. The authors established patterns of forming the machined surface along the length of the workpiece, taking into account a stage of CFG. The stage of constant length of the contact arc is characterized by a high intensity of the adhesive-cohesive interaction between the abrasive material and the titanium alloy, which decreases with the transition to the stage of removing the tool and a decrease in instantaneous cutting ability. When longitudinal feed speed v_s increases from 100 mm/min to 150 mm/min, the rate of adhesion of the machined material to peaks of the grinding wheel grains and the transfer of this material back to the workpiece decreases. It has been found that changes in the characteristics of the grinding wheel have a significant effect on the state of the Ti6Al4V surface at $v_s = 150$ mm/min only. Using the method of the spot elemental analysis, we proved the fact of transfer of the abrasive material (silicon carbide crystals) to the titanium alloy at CFG.

Keywords: creep-feed grinding, longitudinal feed speed, titanium alloy, silicon carbide, morphology, scanning electron microscopy

The research was funded by Volgograd State Technical University as part of research project No. 13/45-22.

For citation

Nosenko V.A., Kremenetskii L.L., Koryazhkin A.A. The Influence of Creep-Feed Grinding Conditions on the Morphology of the Machined Surface of a Titanium Alloy. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2024, vol. 22, no. 1, pp. 76-87. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2024-22-1-76-87>

Введение

Глубинное шлифование (ГШ) широко применяется для обработки высокопрочных сталей, авиационных сплавов алюминия, жаропрочных конструкционных никелевых и титановых сплавов [1, 2]. С использованием последних достижений в области контроля состояния металлов ученые изучают вопросы формирования микротвердости и термических дефектов поверхностей деталей при ГШ [3, 4], причины образования остаточных напряжений [5], условия обеспечения требуемых параметров шероховатости обработанной поверхности [3, 6, 7]. С целью повышения эффективности процесса осуществляется разработка специальных СОТС [6] и шлифовальных кругов для ГШ [8].

Большое внимание уделяют переносу материалов при шлифовании, в частности шаржированию обработанной поверхности продуктами износа абразивного инструмента [9, 10], что особенно актуально при шлифовании сплавов на основе титана, обладающих высокой адгезионной активностью к абразивному материалу [11, 12]. Внедренные в поверхность материала абра-

зивные частицы рассматривают в качестве концентраторов напряжений, сокращающих срок эксплуатации изделий, особенно в условиях знакопеременных нагрузок [13]. С помощью электронной микроскопии и рентгеноспектрального анализа доказано, что процесс ГШ сопровождается переносом абразивного материала на поверхность титановых сплавов [14, 15].

Повышение производительности ГШ является одной из приоритетных задач машиностроения, в целях ее решения ученые осуществляют тщательный подбор элементов режима резания [16, 17]. Режим резания оказывает влияние на процесс шаржирования абразивным материалом. Установлено, что с увеличением скорости шлифования интенсивность переноса продуктов износа круга на обрабатываемую поверхность возрастает [15]. Важнейшим элементом режима резания и ключевым направлением повышения производительности ГШ является скорость продольной подачи [18]. Закономерности формирования морфологии обработанной поверхности в данных условиях до сих пор не изучены учеными России и мира. Выбор твердости абразивного инструмента оказывает существенное

влияние на процесс шлифования [19], потому требуемые микрорентгеноспектральные исследования необходимо провести с учетом влияния данной характеристики шлифовального круга.

Целью работы является исследование влияния скорости продольной подачи на состояние обработанной поверхности титанового сплава при глубинном шлифовании с учетом твердости абразивного инструмента.

Материалы и методы исследования

Глубинное шлифование титанового сплава Ti6Al4V осуществляли на станке SLS 434 (ООО «СП «Станковентд»). Размер обрабатываемой поверхности 40×16 мм. В качестве абразивного инструмента выбраны шлифовальные круги из карбида кремния зеленого: тип 1, размер 500×16×203 мм, характеристики 64CF80H12V и 64CF100I12V (далее круги 80Н и 100I). Изготовитель шлифовальных кругов – ОАО «Волжский абразивный завод». Инструменты отличаются зернистостью шлифовального порошка и твердостью абразивного инструмента (F80H и F100I).

Режимы обработки: скорость шлифования $v = 20$ м/с; глубина шлифования $t = 2$ мм; скорость продольной подачи $v_s = 100-150$ мм/мин; подача правящего ролика $S_p = 1,2$ мкм/об. Охлаждение осуществляли синтетической водорастворимой смазочно-охлаждающей жидкостью Castrol Syntilo 81 E, концентрация препарата в воде – 5%, расход СОЖ – 200 л/мин. Станок подает СОЖ на гидроочистку абразивного инструмента, с двух сторон абразивного инструмента в зону шлифования и в зону контакта с правящим роликом.

Исследования морфологии и химического состава обработанной поверхности проводили на двухлучевом электронном микроскопе FEI Versa 3D DualBeam. Методика проведения исследований микрорельефа поверхности с помощью сканирующей электронной микроскопии изложена в работе [15].

Результаты исследования и их обсуждение

В соответствии с размерами заготовки, геометрическими параметрами абразивного инструмента, режимом обработки на заготовке вышлифовывали паз. Площадь номинального сечения паза 32 мм², длина паза 40 мм. Номинальный объем удаленного металла

1280 мм³. При расчете номинального значения приведенной режущей способности номинальный объем удаляемого металла приводили к единице ширины обработанной поверхности (высоте шлифовального круга). Приведенный номинальный объем удаляемого металла в данной серии экспериментов равен 80 мм².

Процесс ГШ в рассматриваемых условиях состоит из трех этапов: врезание, постоянная длина дуги контакта (ПДДК) и выход (рис. 1). Расчет номинальной мгновенной режущей способности, приведенной к 1 мм ширины обрабатываемой поверхности q , выполнен по формулам, представленным в работе [20].

На этапе врезания q растет в связи с ростом фактической глубины шлифования. Формирование обработанной поверхности начинается с этапа ПДДК, поэтому на графике этап врезания показан в отрицательной области оси абсцисс (рис. 1, а). На этапе ПДДК номинальный объем металла, удаляемый за бесконечно малый временной промежуток, будет постоянным и равным максимальному значению за весь период шлифования. С переходом на этап выхода q снижается до нулевого значения. Закономерность изменения номинального значения q на этапе выхода определяется скоростью продольной подачи и фактической глубиной шлифования [20]. Протяженность этапа врезания и выхода 30,92 мм, протяженность этапа ПДДК – 9,08 мм (см. рис. 1, а). На этапе врезания номинальное значение q возрастает от нуля до максимального значения: $q = 3,33$ мм²/с при $v_s = 100$ мм/мин; $q = 5,0$ мм²/с при $v_s = 150$ мм/мин. С увеличением v_s в 1,5 раза q на этапе ПДДК возрастает в таком же соотношении.

Временная продолжительность этапов определяется скоростью продольной подачи (рис. 1, б). При шлифовании на скорости $v_s = 100$ мм/мин этапы врезания и выхода выполнены за 18,55 с, этап ПДДК – за 5,45 с. На скорости $v_s = 150$ мм/мин временная продолжительность этапов снижается пропорционально увеличению скорости продольной подачи в 1,5 раза: этапы врезания и выхода – до 12,37 с, этап ПДДК – до 3,63 с. Диаметр шлифовальных кругов на анализируемой серии испытаний составлял около 480 мм. Для обеспечения скорости шлифования $v = 20$ м/с скорость вращения абразивных инструментов 13,27 об/с.

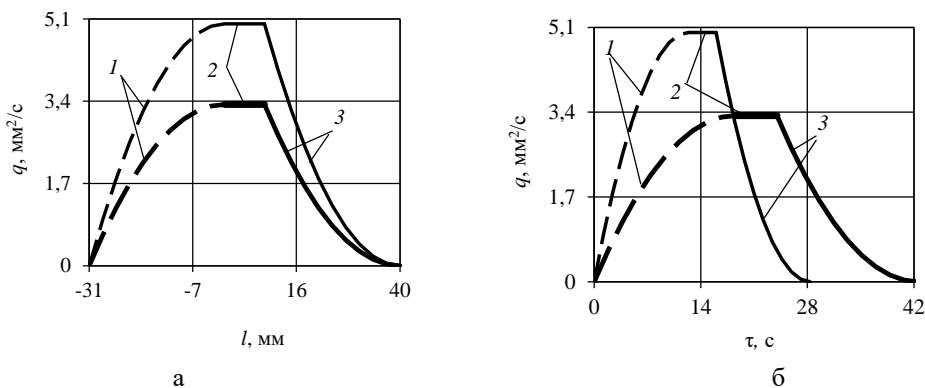


Рис. 1. Изменение q на этапах ГШ: 1 – врезание; 2 – ПДДК; 3 – выход; — 100 мм/мин; - 150 мм/мин
 Fig. 1. Changing q at the stages of CFG: 1 is a stage of incision; 2 is a stage of constant length of the contact arc; 3 is a stage of removing the tool; — 100 mm/min; - 150 mm/min

Требования к зерновому составу шлифовальных порошков F80 и F100 приведены в табл. 1. Кроме зернового состава шлифовальных порошков F80 и F100 для сравнения показан зерновой состав шлифовального порошка зернистостью F90. В нижней строке представлены отношения номинальных размеров ячеек проходных сит W . Во фракциях $W_1 - W_4$ отношение $W_{180} / W_{100} \approx 1,4$. Приблизительно в таком же соотношении должны находиться размеры зерен шлифовальных порошков зернистостью F80 и F100.

Радиальный износ шлифовальных кругов по длине обработанной поверхности, определяемый режимом правки и скоростью продольной подачи, показан в табл. 2.

Фотографии микрорельефа поверхности титанового сплава Ti6Al4V после шлифования кругом 80Н на различных скоростях продольной подачи представлены на рис. 2 и 3. Рис. 2, а, б и 3, а, б характеризуют состояния обработанной поверхности соответственно в начале и в конце этапа ПДДК, рис. 2, в-д и 3, в-д – в начале, в середине и в конце этапа выхода.

Фотографии микрорельефа свидетельствуют о высокой активности адгезионно-когезионного процесса взаимодействия титанового сплава с абразивным инструментом. В связи с высокой адгезионной активностью титана металл налипают на вершины зерен шлифовального круга. На следующих оборотах при контакте с обрабатываемой поверхностью металл, налип-

ший на вершины зерен, переносится на обрабатываемую поверхность. Фрагменты таких налипов просматриваются в левой части фотографии, сделанной в начале этапа ПДДК при шлифовании кругом 80Н со скоростью продольной подачи 100 мм/мин. Обновлению рабочей поверхности круга при ГШ способствует постоянная правка алмазным роликом – в данном случае налипший на вершины зерен круга металл удаляется частично и переносится на шлифованную поверхность, что обусловлено недостаточной скоростью подачи алмазного ролика (см. рис. 2, а).

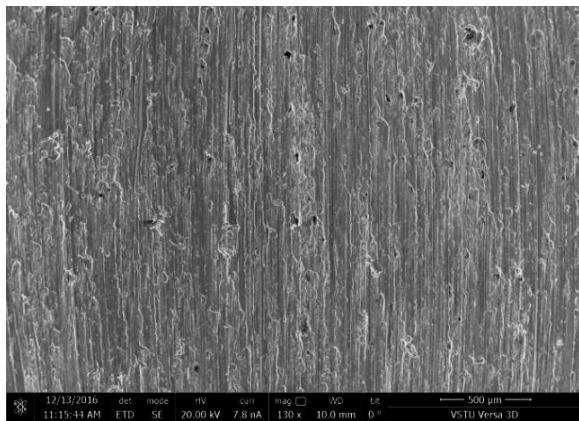
Как было отмечено ранее (см. рис. 1), на этапе врезания q возрастает от нуля до максимального значения. С увеличением q возрастает сила резания [21] и нагрузка на вершины режущих зерен. При шлифовании мягким абразивным инструментом 80Н с увеличением нагрузки на вершину зерна возрастает вероятность вырывания зерна из связки круга. На этапе ПДДК сила резания максимальна. В этот период шлифования максимальна и вероятность вырывания зерна с рабочей поверхности абразивного инструмента. Об этом свидетельствует снижение силы резания в данный период шлифования [22]. Скорость радиального износа абразивного инструмента приближается к скорости радиальной подачи алмазного ролика или даже превосходит её. В связи с этим на этапе ПДДК наблюдается перенос налипшего металла с вершины зерна на обработанную поверхность.

Таблица 1. Зерновой состав шлифовальных порошков зернистостью F80-F100 (ГОСТ Р 52381-2005)
Table 1. Grain composition of grinding powders with a grain size of F80-F100 (GOST R 52381-2005)

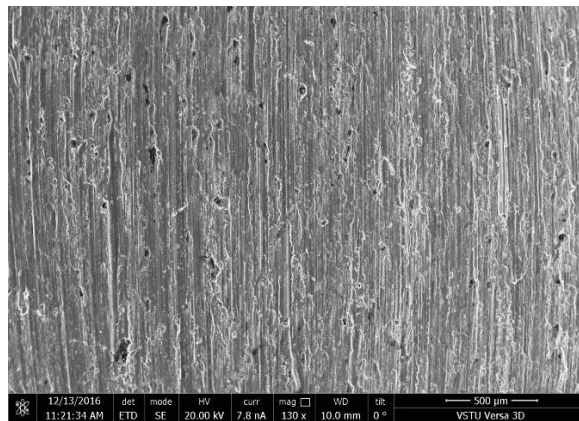
F	W_1 , мкм	Q_1 , %	W_2 , мкм	Q_2 , %	W_3 , мкм	Q_3 , %	W_4 , мкм	Q_3+Q_4 , %	W_5 , мкм	$Q_3 + Q_4 +$ $+ Q_5$, %	ΔQ , %
F80	300	–	212	25	180	40	150	65	125	–	3
F90	250	–	180	20	150	40	125	65	106	–	3
F100	212	–	150	20	125	40	106	65	75	–	3
W_{180} / W_{100}	1,42	–	1,41	–	1,44	–	1,42	–	1,66	–	–

Таблица 2. Радиальный износ шлифовальных кругов
Table 2. Radial wear of grinding wheels

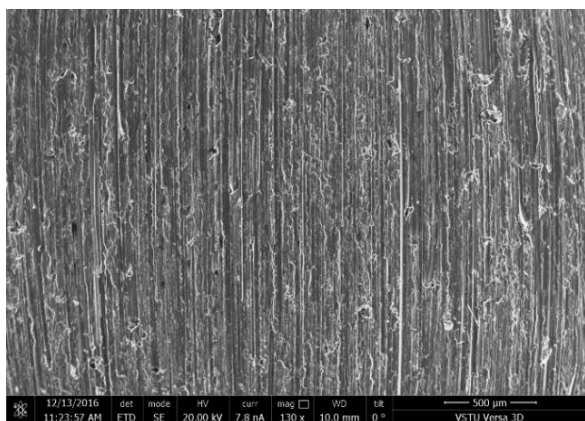
Длина пути шлифования	h , мкм	
	$v_s = 100$ мм/мин	$v_s = 150$ мм/мин
$l = 1$ мм	4,78	3,18
$l = 9$ мм	42,99	28,66
$l = 14$ мм	66,88	44,59
$l = 30$ мм	143,31	95,54
$l = 38$ мм	181,53	121,02
Этап ПДДК + этап выхода	191,08	127,39
Этап врезания + этап ПДДК + этап выхода	338,79	225,86



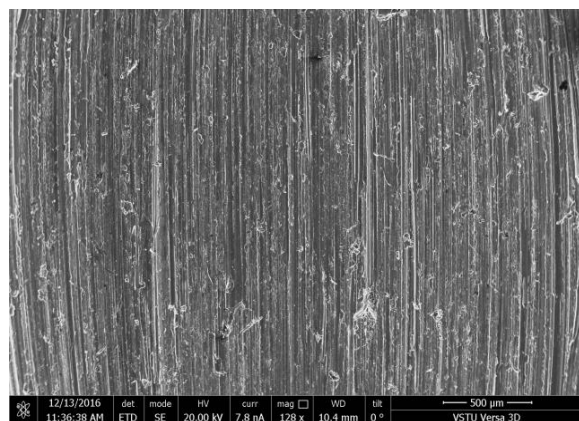
а



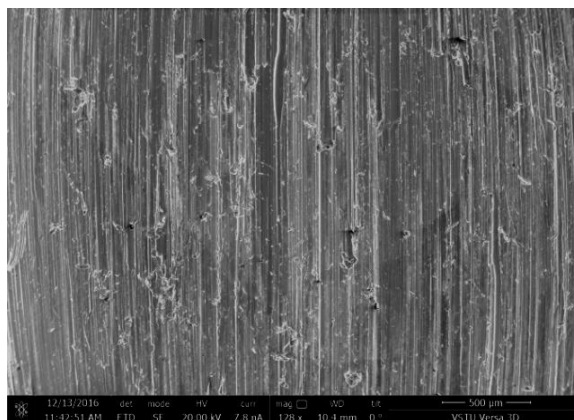
б



в



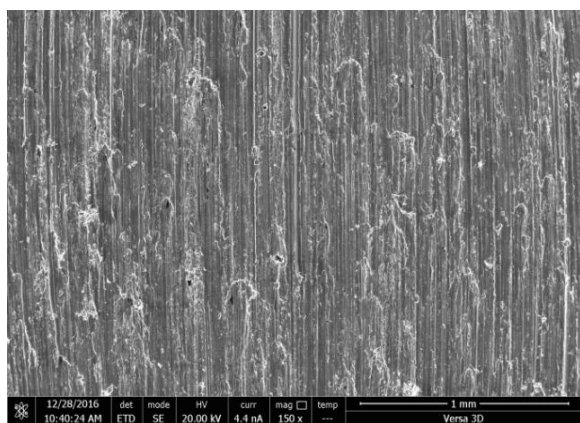
г



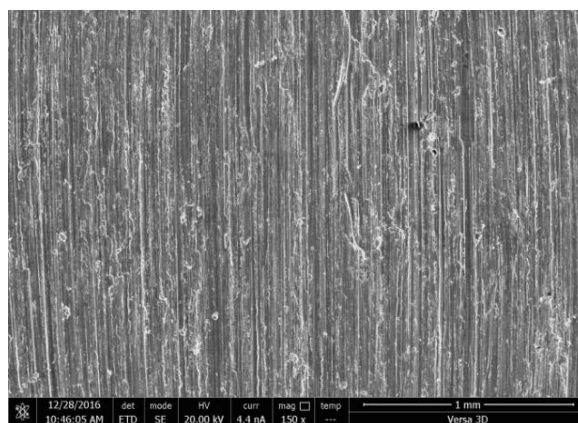
д

Рис. 2. Микрорельеф поверхности при шлифовании кругом 80Н, $v_s = 100$ мм/мин: а – $l = 1$ мм; б – $l = 9$ мм; в – $l = 14$ мм; г – $l = 30$ мм; д – $l = 38$ мм

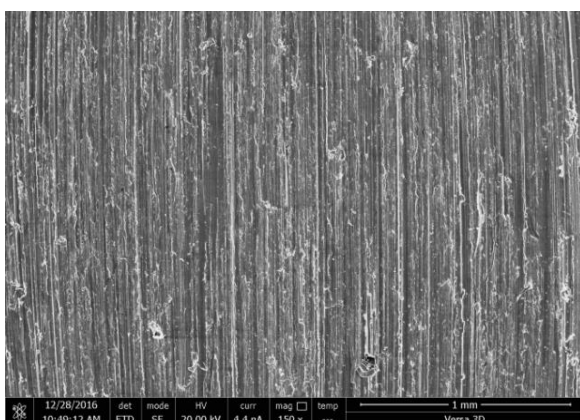
Fig. 2. Surface microrelief when grinding with 80H wheel, $v_s = 100$ mm/min: а is $l = 1$ mm; б is $l = 9$ mm; в is $l = 14$ mm; г is $l = 30$ mm; д is $l = 38$ mm



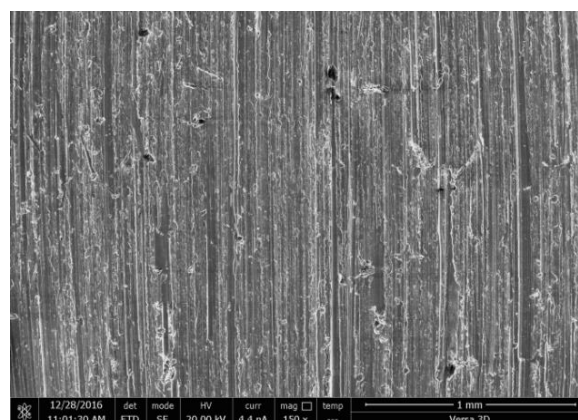
а



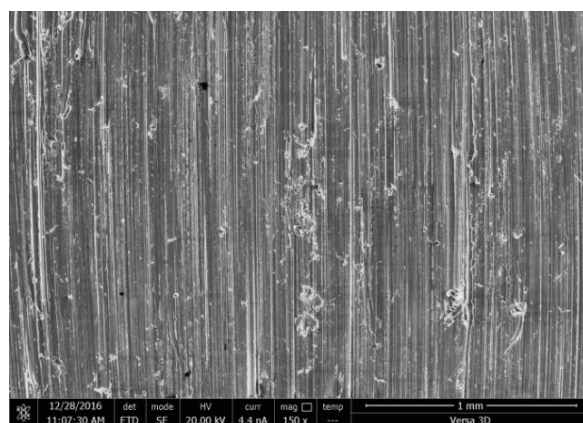
б



в



г



д

Рис. 3. Микрорельеф поверхности при шлифовании кругом 80Н, $v_s = 150$ мм/мин: а – $l = 1$ мм; б – $l = 9$ мм; в – $l = 14$ мм; г – $l = 30$ мм; д – $l = 38$ мм

Fig. 3. Surface microrelief when grinding with 80H wheel, $v_s = 150$ mm/min: а is $l = 1$ mm; б is $l = 9$ mm; в is $l = 14$ mm; г is $l = 30$ mm; д is $l = 38$ mm

К концу этапа ПДДК (см. **рис. 2, б**) интенсивность адгезионно-когезионного процесса изменяется: снижается количество налипов, перенесенных с вершин зерен на обрабатываемый титановый сплав и размазанных по его поверхности; появляются более чистые царапины, оставленные вершинами зерен абразивного инструмента. Тем не менее при шлифовании кругом 80Н состояние микрорельефа титанового сплава существенно не изменяется за этап ПДДК.

Морфология обработанной поверхности изменяется значительно с переходом на этап выхода (см. **рис. 2, в**). Ранее при ГШ было установлено, что для этапа выхода характерно снижение силы резания, что обусловлено уменьшением q на данном этапе [23]. В рассматриваемых в работе условиях на этапе выхода, на расстоянии около 14 мм от края образца, q по сравнению с этапом ПДДК снижается в 1,6 раза, что вместе со снижением составляющих силы резания способствует уменьшению интенсивности адгезионного взаимодействия абразивного инструмента с обрабатываемым материалом. На шлифованной поверхности хорошо различимы отдельные царапины, сформированные зернами шлифовального круга, свободными от налипшего металла. Можно предположить, что с уменьшением объема удаляемого металла нагрузки на вершины зерен будут снижаться. В результате большее количество вершин зерен, покрытых налипшим металлом, вступит в контакт с алмазным роликом, и возрастет число относительно чистых вершин зерен, взаимодействующих с обрабатываемой поверхностью (см. **рис. 2, в**). На длине обработанной поверхности около 22 мм q снижается по сравнению с этапом ПДДК в 2,8 раза. Соответственно, возрастает количество вершин зерен, прошедших процедуру принудительного затачивания алмазным роликом. В этих условиях морфология обработанной поверхности продолжает улучшаться. Количество налипов металла, перенесенных на шлифованную поверхность, снижается, но заметно увеличивается количество продуктов износа абразивного инструмента, перенесенных на обработанную поверхность (см. **рис. 2, г**). На длине обработанной поверхности около 38 мм радиальный износ шлифовального круга составляет 181,5 мкм (см. **табл. 2**), количество продуктов износа на обработанной поверхности продолжает увеличиваться, что непосредственно связано с возросшим влиянием правки на процесс ГШ (см. **рис. 2, д**).

При $v_s = 150$ мм/мин этап ПДДК также характеризуется высокой интенсивностью адгезионно-когезионного взаимодействия с абразивным инструментом 80Н (см. **рис. 3, а**). Отличительной особенностью шлифования на данной скорости продольной подачи является увеличение q в 1,5 раза (см. **рис. 1**). Но при этом в 1,5 раза снижена радиальная подача алмазного ролика. Интенсивность износа абразивного инструмента в результате самозатачивания будет возрастать, так как возросла q . В начале этапа ПДДК при скорости $v_s = 150$ мм/мин на поверхности присутствуют ярко выраженные налипы металла (см. **рис. 3, а**). При

$v_s = 100$ мм/мин в начале этапа ПДДК на поверхности явно выраженных неразмазанных налипов металла нет (см. **рис. 2, а**). В конце этапа ПДДК при скорости продольной подачи $v_s = 150$ мм/мин царапины, оставленные вершинами зерен на поверхности титанового сплава, более ярко выражены, чем при $v_s = 100$ мм/мин, что связано с увеличением объема удаляемого металла (см. **рис. 3, б**).

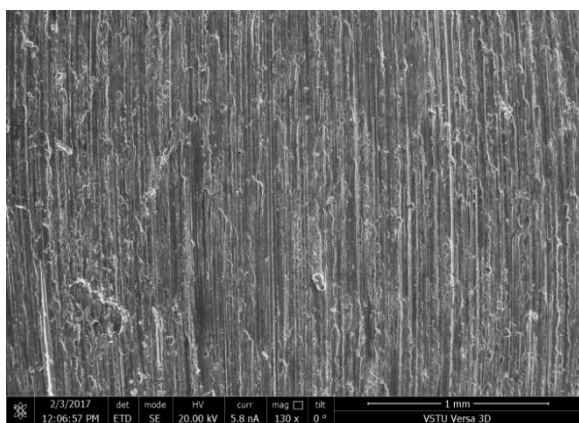
С увеличением v_s в 1,5 раза процесс формообразования микрорельефа в начале этапа выхода не изменяется значительно. Царапин, оставленных на обработанной поверхности вершинами зерен, достаточно много и в том и другом случае (см. **рис. 2, в, 3, в**). На скорости подачи стола $v_s = 150$ мм/мин края царапин более четкие. Создается впечатление, что царапины более глубокие, чем на скорости $v_s = 100$ мм/мин.

В середине этапа выхода встречаются участки с большим количеством посторонних объектов, шаржированных в обработанную поверхность (см. **рис. 3, г**). Стоит отметить, что наличие данных объектов установлено также на этапе ПДДК. При $v_s = 100$ мм/мин поверхность более чистая – посторонние объекты на ней присутствуют в меньшем количестве. Внешний вид данных посторонних объектов позволяет предположить, что они являются продуктами износа шлифовального круга.

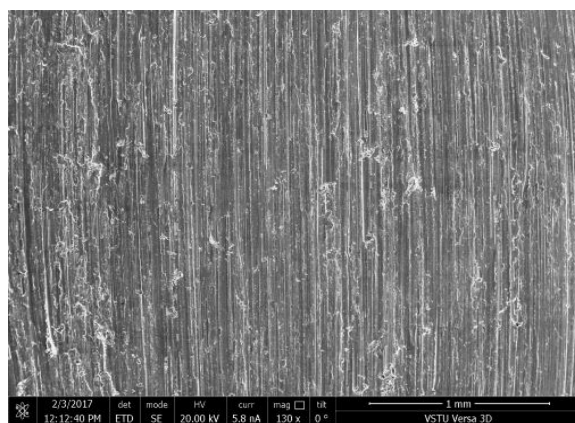
В конце этапа выхода на скорости продольной подачи $v_s = 150$ мм/мин при шлифовании кругом 80Н морфология обработанной поверхности практически не отличается от морфологии обработанной поверхности на скорости подачи $v_s = 100$ мм/мин (см. **рис. 2, д, 3, д**).

Электронные фотографии микрорельефа поверхности при ГШ кругом 100I и $v_s = 100$ мм/мин подтверждают ранее установленные закономерности (**рис. 4**). Образование налипов металла на обрабатываемой поверхности при шлифовании кругом 100I, так же как и кругом 80Н, происходит в основном на этапе ПДДК. На этапе выхода обрабатываемая поверхность постепенно становится более однородной и чистой от посторонних объектов. Использование круга большей твердости и меньшей зернистости при $v_s = 100$ мм/мин не привело к значимым изменениям морфологии поверхности на этапе ПДДК, в начале и в середине этапа выхода. Поверхность, сформированная кругом 100I в конце этапа выхода, более чистая от включений кристаллов карбида кремния, чем при шлифовании кругом 80Н (**рис. 4, д**).

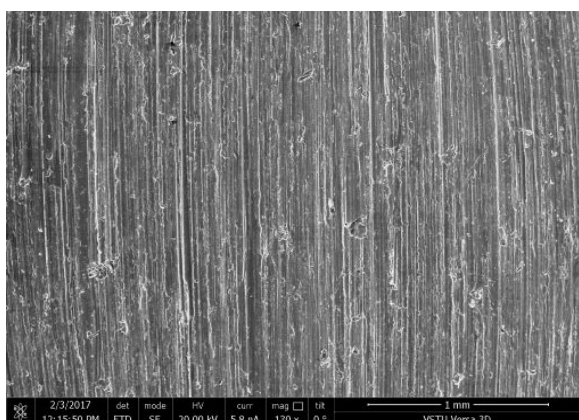
Скорость продольной подачи оказывает влияние на морфологию поверхности на этапе ПДДК при шлифовании кругом 100I. В начале этапа ПДДК при скорости $v_s = 150$ мм/мин на поверхности присутствуют ярко выраженные налипы металла (**рис. 5, а**). При $v_s = 100$ мм/мин в начале этапа ПДДК явно выраженных налипов металла меньше (**рис. 4, а**). Далее на этапе ПДДК при шлифовании кругом 100I на скорости $v_s = 150$ мм/мин поверхность становится более чистой от налипов металла, присутствует большое количество царапин, сформированных зернами круга (**рис. 5, б**). При скорости $v_s = 100$ мм/мин на аналогичном участке поверхности царапин меньше (**рис. 4, б**).



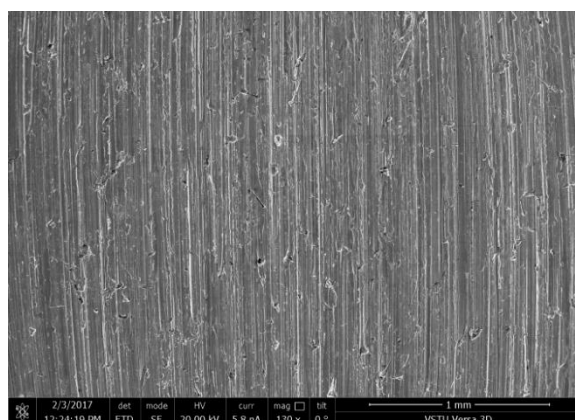
а



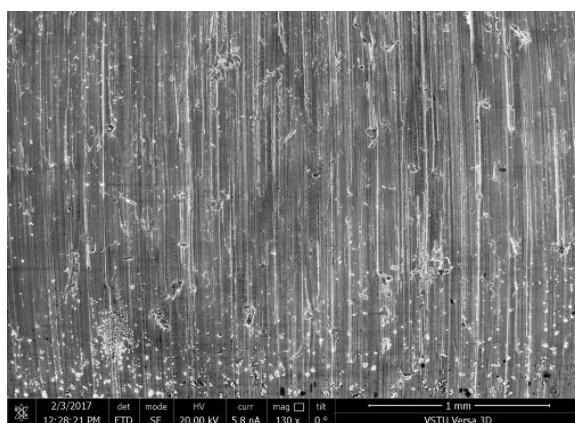
б



в



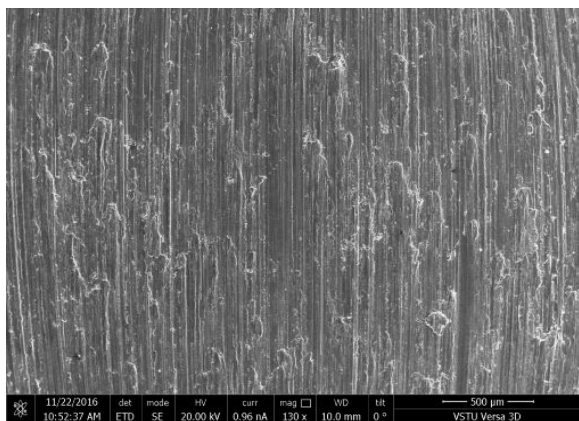
г



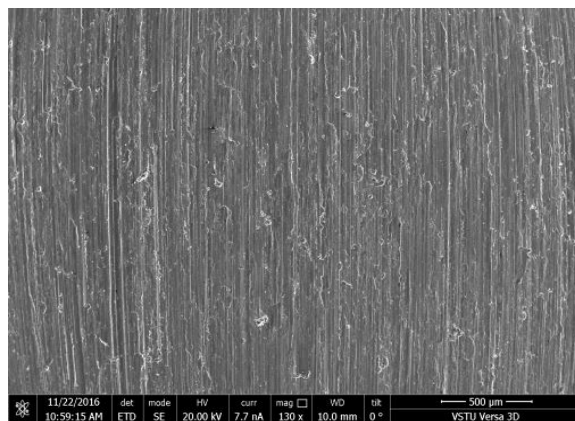
д

Рис. 4. Микрорельеф поверхности при шлифовании кругом 100I, $v_s = 100$ мм/мин: а – $l = 1$ мм; б – $l = 9$ мм; в – $l = 14$ мм; г – $l = 30$ мм; д – $l = 38$ мм

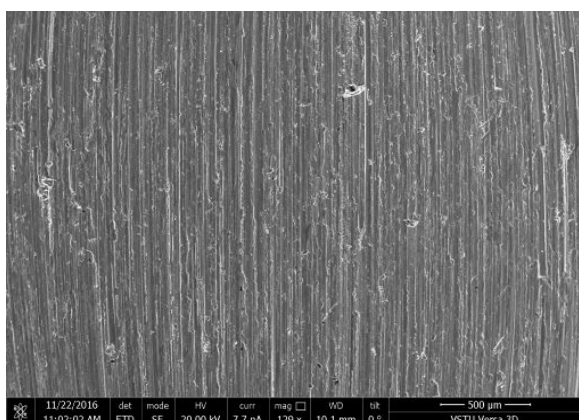
Fig. 4. Surface microrelief when grinding with 100I wheel, $v_s = 100$ mm/min: а is $l = 1$ mm; б is $l = 9$ mm; в is $l = 14$ mm; г is $l = 30$ mm; д is $l = 38$ mm



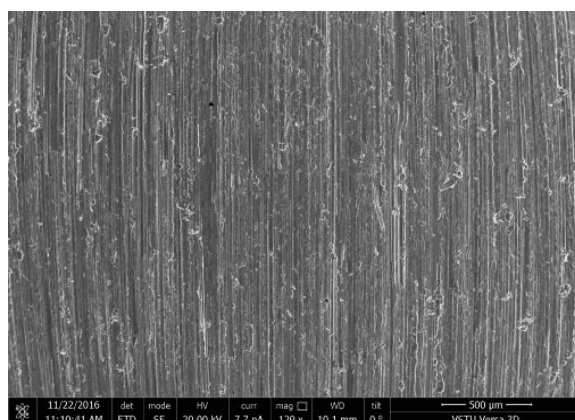
а



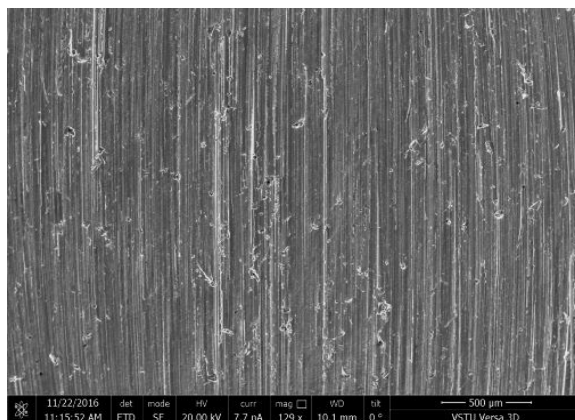
б



в



г



д

Рис. 5. Микрорельеф поверхности при шлифовании кругом 100I, $v_s = 150$ мм/мин: а – $l = 1$ мм; б – $l = 9$ мм; в – $l = 14$ мм; г – $l = 30$ мм; д – $l = 38$ мм

Fig. 5. Surface microrelief when grinding with 100I wheel, $v_s = 150$ mm/min: а is $l = 1$ mm; б is $l = 9$ mm; в is $l = 14$ mm; г is $l = 30$ mm; д is $l = 38$ mm

На скорости продольной подачи $v_s = 100$ мм/мин при шлифовании кругом 100I по сравнению с кругом 80H характеристика инструмента оказывает влияние на микрорельеф только в конце этапа выхода. На скорости $v_s = 150$ мм/мин шлифование более твердым, с меньшей зернистостью инструментом оказывает значимое влияние на состояние поверхности по всей длине образца. С изменением характеристики круга на этапе ПДДК поверхность становится более чистой, количество налипшего и размазанного металла на шлифованной поверхности меньше. Визуальная оценка также свидетельствует о меньшем количестве посторонних объектов, внедренных в поверхность титанового сплава (см. рис. 3, а, б, 5, а, б). Эта закономерность сохраняется и на этапе выхода, когда морфология поверхности продолжает улучшаться, что является свидетельством снижения адгезионной активности (см. рис. 3, в-д, 5, в-д). В связи с уменьшением объема удаляемого металла, соответственно, снижением износа абразивного инструмента в результате контакта вершин зерен с обрабатываемым металлом алмазный ролик начинает контактировать с большим количеством вершин зерен на рабочей поверхности шлифовального круга, очищая их от налипшего металла.

При увеличении $\times 4000$ получена фотография постороннего объекта, шаржированного в поверхность титанового сплава (рис. 6, а). Внешний вид объекта позволил предположить, что он является кристаллом карбида кремния. Методом точечного элементного анализа была произведена оценка объекта. Элементный анализ проводили в двух точках – на объекте и на относительно чистом участке поверхности (рис. 6, б). Концентрации кремния и углерода в точке 1 превышают концентрации данных элементов в точке 2: в точке 1 концентрация кремния достигает 80,24 мас.%, концентрация углерода составляет 16,6 мас.%; в точке 2 кон-

центрации кремния и углерода составляют 0,23 и 1,55 мас.% соответственно. Содержание титана по точкам 1 и 2 составляет 2,24 и 83,39 мас.% соответственно.

Стандарт SAE AMS4928U-2017 регламентирует состав сплава Ti6Al4V: содержание кремния не должно превышать 0,1 мас.%, содержание углерода не должно превышать 0,08 мас.%. Результаты точечного элементного анализа позволяют определить посторонний объект как кристалл карбида кремния.

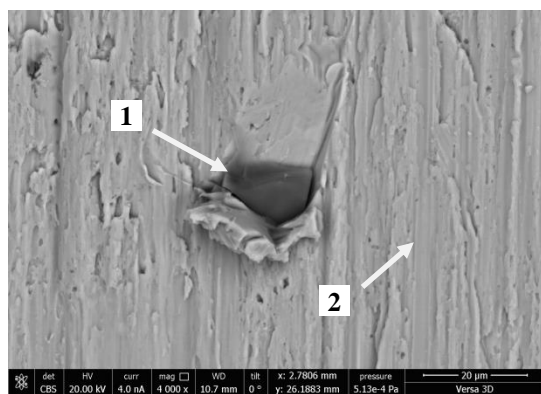
Заключение

Анализ микрорельефа обработанной поверхности показал, что она в значительной степени покрыта налипшим и размазанным металлом. Установлено, что микрорельеф обработанной поверхности изменяется по длине шлифования. С переходом от этапа ПДДК к этапу выхода интенсивность адгезионного взаимодействия инструмента и обрабатываемого титанового сплава существенно снижается.

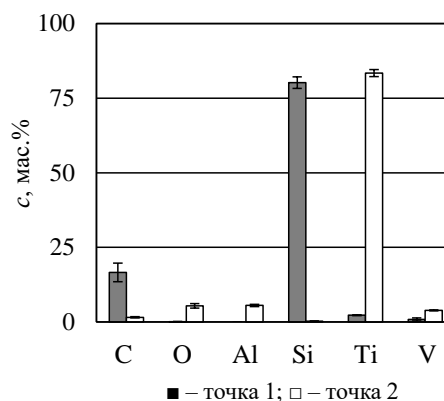
При шлифовании кругом 80H с увеличением скорости продольной подачи v_s в 1,5 раза на этапе ПДДК суммарная площадь участков обработанной поверхности, покрытых размазанным металлом, снижается. Установлено наличие отдельных ярко выраженных налипов и царапин, оставленных вершинами зерен. На этапе выхода при шлифовании кругом 80H и $v_s = 100-150$ мм/мин морфологии обработанных поверхностей принципиальных различий не имеют.

Переход от круга 80H к кругу 100I при $v_s = 100$ мм/мин оказывает влияние на морфологию обработанной поверхности титанового сплава только в конце этапа выхода. Изменение характеристики круга при $v_s = 150$ мм/мин приводит к снижению адгезионной активности в паре абразив-металл.

Методом точечного элементного анализа доказан перенос кристаллов карбида кремния на обрабатываемую поверхность титанового сплава при ГШ.



а



б

Рис. 6. Микрорельеф поверхности при увеличении $\times 4000$ (а), результаты точечного элементного анализа (б)
Fig. 6. Surface microrelief, $\times 4000$ magnification (a); spot elemental analysis (b)

Список источников

- Klocke F., Soo S.L., Karpuschewski B. Abrasive machining of advanced aerospace alloys and composites // *CIRP Annals – Manufacturing Technology*. 2015, vol. 64, iss. 2, pp. 581-604.
- Старков В.К. Эффективность инструмента из кубического нитрида бора при профильном глубинном шлифовании деталей из жаропрочных никелевых сплавов // *Вестник машиностроения*. 2023. №6. С. 520-528.
- Gostimirovic M., Sekulic M., Rodic D. Surface integrity study of creep-feed grinding // *Applied Engineering Letters*. 2020, vol. 5, iss. 3, pp. 94-103.
- Song Y., Shi K., He Z. Investigation of grindability and surface integrity in creep feed grinding of GH738 alloy using different grinding wheels // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022, vol. 123, iss. 3, pp. 4153-4169.
- On the residual stresses of turbine blade root of γ -TiAl intermetallic alloys induced by non-steady-state creep feed profile grinding / T. Chen, Q. Miao, M. Xiong, X. Xi, B. Zhao, C. Pu, W. Ding // *Journal of Manufacturing Processes*. 2022, vol. 82, iss. 2, pp. 800-817.
- Inverse approach to derive the distribution of convection heat transfer coefficient of grinding fluid within grinding zone for deep grinding of nickel based super alloy / T. Jin, X. Ma, H. Hu, M. Qu, Z. Shang // *Journal of Mechanical Engineering*. 2022, vol. 58, iss. 15, pp. 55-62.
- Creep feed grinding of burn-resistant titanium (BuR-Ti) using superabrasive wheels / S.L. Soo, R. Hood, M. Lannette, D.K. Aspinwall, W.E. Voice // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2011, vol. 53, iss. 9, pp. 1019-1026.
- Jackson M.J., Ruxton V. Creep-feed grinding wheel development for safely grinding aerospace alloys // *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2021, vol. 30, iss. 4, pp. 2220-2228.
- Comparative investigation on wear behavior of brown alumina and microcrystalline alumina abrasive wheels during creep feed grinding of different nickel-based superalloys / M. Qing, D. Wenfeng, G. Yulong, X. Jiuhua // *Wear*. 2019, vol. 426, pp. 1624-1634.
- Wang R.X., Zhou K., Yang J.Y. Effects of abrasive material and hardness of grinding wheel on rail grinding behaviors // *Wear*. 2020, vol. 454, 203332.
- Xipeng X., Yiqing Y. Mechanisms of abrasive wear in the grinding of titanium (TC4) and nickel (K417) alloys // *Wear*. 2003, vol. 255, no. 7-12, pp. 1421-1426.
- Mello Antonio Vitor, Da Silva Rosemar, Machado Alisson, Gelamo Rogério, Diniz Anselmo, Oliveira Rodolfo. Surface grinding of Ti-6Al-4V alloy with SiC abrasive wheel at various cutting conditions // *Procedia Manufacturing*. 2017, vol. 10, pp. 590-600.
- Планковский С.И., Головин И.И., Сиренко Ф.Ф. Анализ существующих методов очистки поверхности лопаток турбин в газотурбинных двигателях // *Авиационно-космическая техника и технология*. 2013. №6. С. 8-14.
- Nosenko S.V., Nosenko V.A., Koryazhkin A.A. The effect of the operating speed and wheel characteristics on the surface quality at creep-feed grinding titanium alloys // *Solid State Phenomena*. 2018, vol. 284, pp. 369-374.
- Влияние скорости глубинного шлифования на морфологию и химический состав поверхности титанового сплава / С.В. Носенко, В.А. Носенко, А.А. Коряжкин и др. // *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*. 2018. №3. С. 62-72.
- Qing M., Hao N.L., Ding W. On the temperature field in the creep feed grinding of turbine blade root: simulation and experiments // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2020, vol. 147, 118957.
- Скрябин В.А., Ленин А.Д., Демидов Е.А. Особенности глубинного шлифования деталей турбокомпрессоров // *Технология металлов*. 2019. №9. С. 27-31.
- Волков Д.И., Полуглазкова Н.В. Исследования алгоритмов управления обработкой деталей ГТД при глубинном шлифовании // *СТИН*. 2019. №2. С. 20-24.
- Старков В.К. Шлифование высокопористыми кругами. М.: Машиностроение, 2007. 688 с.
- Носенко С.В., Носенко В.А., Зотова С.А. Этапы глубинного шлифования. Волжский: ВПИ (филиал) ФГБОУ ВО «ВолГТУ», 2021. 166 с.
- Носенко В.А., Носенко С.В. Попутное и встречное глубинное шлифование титанового сплава с непрерывной правкой круга // *Вестник машиностроения*. 2010. №11. С. 57-61.
- Носенко В.А., Авилов А.В. Закономерности изменения силы плоского глубинного шлифования // *Справочник. Инженерный журнал*. 2009. №7. С. 10-19.
- Носенко В.А., Носенко С.В. Математические модели наработки и режущей способности для различных этапов плоского глубинного шлифования горизонтальных поверхностей кругом прямого профиля // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. 2010. №4. С. 92-98.

References

- Klocke F., Soo S.L., Karpuschewski B. Abrasive machining of advanced aerospace alloys and composites. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*. 2015;64(2):581-604.
- Starkov V.K. Efficiency of cubic boron nitride tools in profile creep-feed grinding of parts made of heat-resistant nickel alloys. *Vestnik mashinostroeniya* [Mechanical Engineering Bulletin]. 2023;(6):520-528. (In Russ.)
- Gostimirovic M., Sekulic M., Rodic D. Surface integrity study of creep-feed grinding. *Applied Engineering Letters*. 2020;5(3):94-103.
- Song Y., Shi K., He Z. Investigation of grindability and surface integrity in creep feed grinding of GH738 alloy using different grinding wheels. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022;123(3):4153-4169.
- Chen T., Miao Q., Xiong M., Xi X., Zhao B., Pu C., Ding W. On the residual stresses of turbine blade root of γ -TiAl intermetallic alloys induced by non-steady-state creep feed profile grinding. *Journal of Manufacturing Processes*. 2022;82(2):800-817.
- Jin T., Ma X., Hu H., Qu M., Shang Z. Inverse approach to derive the distribution of convection heat transfer coefficient of grinding fluid within grinding zone for deep

- grinding of nickel based super alloy. *Journal of Mechanical Engineering*. 2022;58(15):55-62.
7. Soo S.L., Hood R., Lannette M., Aspinwall D.K., Voice W.E. Creep feed grinding of burn-resistant titanium (BuRTi) using superabrasive wheels. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2011;53(9):1019-1026.
 8. Jackson M.J., Ruxton V. Creep-feed grinding wheel development for safely grinding aerospace alloys. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2021;30(4):2220-2228.
 9. Qing M., Wenfeng D., Yulong G., Jiuhua X. Comparative investigation on wear behavior of brown alumina and microcrystalline alumina abrasive wheels during creep feed grinding of different nickel-based superalloys. *Wear*. 2019;426:1624-1634.
 10. Wang R.X., Zhou K., Yang J.Y. Effects of abrasive material and hardness of grinding wheel on rail grinding behaviors. *Wear*. 2020;454:Article ID 203332.
 11. Xipeng X., Yiqing Y. Mechanisms of abrasive wear in the grinding of titanium (TC4) and nickel (K417) alloys. *Wear*. 2003;255(7-12):1421-1426.
 12. Mello Antonio Vitor, Da Silva Rosemar, Machado Alisson, Gelamo Rogério, Diniz Anselmo, Oliveira Rodolfo. Surface grinding of Ti-6Al-4V alloy with SiC abrasive wheel at various cutting conditions. *Procedia Manufacturing*. 2017;10:590-600.
 13. Plankovskiy S.I., Golovin I.I., Sirenko F.F. Analysis of existing methods for cleaning the surface of turbine blades in gas turbine engines. *Aviatsionno-kosmicheskaya tekhnika i tekhnologiya* [Aerospace Engineering and Technology]. 2013;(6):8-14. (In Russ.)
 14. Nosenko S.V., Nosenko V.A., Koryazhkin A.A. The effect of the operating speed and wheel characteristics on the surface quality at creep-feed grinding titanium alloys. *Solid State Phenomena*. 2018;284:369-374.
 15. Nosenko S.V., Nosenko V.A., Koryazhkin A.A., Kremenetskii L.L. The effect of the creep-feed grinding speed on morphology and chemical composition of the titanium alloy surface. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Mashinostroenie* [BMSTU Journal of Mechanical Engineering]. 2018;(3):62-72. (In Russ.)
 16. Qing M., Hao N.L., Ding W. On the temperature field in the creep feed grinding of turbine blade root: simulation and experiments. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2020;147:Article ID 118957.
 17. Skryabin V.A., Lenin A.D., Demidov E.A. Features of creep-feed grinding of turbocharger parts. *Tekhnologia metallov* [Metal Technology]. 2019;(9):27-31. (In Russ.)
 18. Volkov D.I., Poluglazkova N.V. Studies on algorithms for controlling the machining of gas turbine engine parts at creep-feed grinding. *STIN* [Machines and Tools]. 2019;(2):20-24. (In Russ.)
 19. Starkov V.K. *Shlifovanie vysokoporistymi krugami* [Grinding with highly porous wheels]. Moscow: Mashinostroenie, 2007, 688 p. (In Russ.)
 20. Nosenko S.V., Nosenko V.A., Zotova S.A. *Etapy glubinnogo shlifovaniya* [Stages of creep-feed grinding]. Volgograd: Volgzhsky Polytechnic Institute (branch) of Volgograd State Technical University, 2021, 166 p. (In Russ.)
 21. Nosenko V.A., Nosenko S.V. Up and down deep grinding of the titanium alloy with continuous wheel dressing. *Vestnik mashinostroeniya* [Mechanical Engineering Bulletin]. 2010;(11):57-61. (In Russ.)
 22. Nosenko V.A., Avilov A.V. Patterns of force changing at flat creep-feed grinding. *Spravochnik. Inzhenernyi zhurnal* [Handbook. An Engineering Journal]. 2009;(7):10-19. (In Russ.)
 23. Nosenko V.A., Nosenko S.V. Mathematical models of operating time and cutting capacity for various stages of flat creep-feed grinding of horizontal surface with straight wheels. *Problemy mashinostroeniya i nadezhnosti mashin* [Journal of Machinery Manufacturing and Reliability]. 2010;(4):92-98. (In Russ.)

Поступила 13.12.2023; принята к публикации 20.12.2023; опубликована 28.03.2024
Submitted 13/12/2023; revised 20/12/2023; published 28/03/2024

Носенко Владимир Андреевич – доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Технология и оборудование машиностроительных производств», Волжский политехнический институт (филиал) ФГБОУ ВО «Волгоградский государственный технический университет», Волжский, Россия. Email: nosenko@volpi.ru. ORCID 0000-0002-5074-1099

Кременецкий Леонид Леонидович – старший преподаватель, Волжский политехнический институт (филиал) ФГБОУ ВО «Волгоградский государственный технический университет», Волжский, Россия. Email: kreleonid@yandex.ru. ORCID 0000-0002-6973-5844

Коряжкин Андрей Александрович – доктор технических наук, профессор, генеральный директор ЗАО «Новые инструментальные решения», Рыбинск, Россия. Email: Koryazhkin.Andrey@zao-nir.com.

Vladimir A. Nosenko – DrSc (Eng.), Professor, Head of the Department of Technology and Equipment of Machine Building Manufacturing, Volgzhsky Polytechnic Institute (branch) of Volgograd State Technical University, Volgzhsky, Russia. Email: nosenko@volpi.ru. ORCID 0000-0002-5074-1099

Leonid L. Kremenetskii – Senior Lecturer, Volgzhsky Polytechnic Institute (branch) of Volgograd State Technical University, Volgzhsky, Russia. Email: kreleonid@yandex.ru. ORCID 0000-0002-6973-5844

Andrey A. Koryazhkin – DrSc (Eng.), Professor, General Director, CJSC New Tooling Solutions (NIR), Rybinsk, Russia. Email: Koryazhkin.Andrey@zao-nir.com.