

УДК 62-229.324

Влияние геометрических допусков станочных приспособлений на точность изготавливаемых деталей на примере токарных оправок

Д.А. Быченко^{1,2}, И.И. Козарь², С.А. Любомудров²¹ АО «Армалит»² Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

Influence of geometrical tolerances of machine tool fixtures on the accuracy of manufactured parts on the example of turning mandrels

D.A. Bychenko^{1,2}, I.I. Kozar², S.A. Lyubomudrov²¹ JSC «Armalit»² Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University

Геометрические допуски (допуски формы и расположения) станочных приспособлений оказывают заметное влияние на соответствующие допуски деталей, выдерживаемые при обработке на станках. Однако в научной литературе мало представлены математические модели, позволяющие описывать это влияние, вследствие чего геометрические допуски станочных приспособлений в основном назначают как некоторую часть допуска детали. Предложено связывать допуски деталей и приспособлений размерной цепью и выполнять ее расчет теоретико-вероятностным методом. В качестве примера рассмотрен расчет жесткой и цанговой токарных оправок, установленных непосредственно в коническое отверстие шпинделя станка или в трехкулачковый патрон с расточенными кулачками. Анализ результатов расчета показал, что влияние угловых перекосов в конических соединениях сопоставимо с влиянием параллельных смещений осей (эксцентриситетов). Поэтому допускаемое биение оправки при установке в шпиндель получалось меньше, чем при установке в хорошо расточенные (с биением не более 0,02 мм) кулачки. Вместе с тем допускаемое биение оправки при установке в шпиндель можно увеличить, если уменьшить ее вылет. Также оценено влияние биения наружной поверхности заготовки на итоговое биение детали и установлено, что при достаточной жесткости технологической системы биением заготовки можно пренебречь.

EDN: MWTTBA, <https://elibrary/mwttba>

Ключевые слова: станочные приспособления, геометрические допуски, биение оправки, размерная цепь, передаточное отношение, коэффициент относительного рассеивания

The geometrical tolerances (tolerances of shape and location) of machine tool fixtures influence the same tolerances of machined parts. However, there are few academic papers with mathematical models describing this influence, and therefore—the geometrical tolerances of machine tool fixtures are mostly assigned as some part of the component tolerance. It is proposed to link the tolerances of parts and fixtures by a dimensional chain and to perform tolerance analysis by probabilistic method. As an example, the analysis of solid and collet

turning mandrels installed either directly in the tapered hole of the machine spindle or in a three-jaw chuck with bored soft jaws is considered. Analysis of calculation results shows that the influence of angular misalignments in tapered joints is comparable to the influence of parallel axis displacements (eccentricities). So the permissible runout of mandrel installed in the spindle is less than the runout of mandrel installed in well bored soft jaws (with runout not more than 0,02 mm). At the same time, the runout tolerance of the mandrel installed in the spindle can be expanded by reducing its overhang. Also the influence of workpiece's outer surface runout on the total runout was evaluated and it was found that the runout of the workpiece can be neglected if the technological system is sufficiently rigid.

EDN: MWTTBA, <https://elibrary/mwttba>

Keywords: machine tool fixtures, geometrical tolerances, mandrel runout, dimensional chain, transformation ratio, distribution inflation factor

Под геометрической точностью деталей машин понимают точность формы и расположения их поверхностей и производных элементов (средних линий, или осей, и средних поверхностей, или плоскостей симметрии). При изготовлении деталей выбранным методом на их геометрическую точность влияют параметры и взаимосвязи всех составляющих технологической системы — станка, приспособления, инструмента (режущего и вспомогательного) и заготовки [1–4]. В общем балансе точности точность приспособлений, безусловно, играет значительную роль. Например, биение посадочной поверхности оправки относительно оси хвостовика или общей оси центровых отверстий будет передаваться закрепленной на ней заготовке. Отклонение от перпендикулярности рабочей поверхности угольника относительно базовой плоскости или отклонение от параллельности верхней плоскости подставки будут вызывать соответствующие отклонения у изготавливаемых деталей.

Несмотря на это, сравнительно небольшое количество работ посвящено оценке и расчету геометрической точности приспособлений. В основном авторы рассматривают влияние колебаний размеров и формы установочных элементов приспособлений, их расположения и ориентации в пространстве на положение заготовки относительно неподвижной системы координат станка, иными словами, погрешность положения заготовки из-за неточности приспособления [5–8]. Можно также выделить работы по анализу влияния погрешностей формы поверхностей приспособлений на погрешность базирования [9, 10].

Большая часть этих исследований посвящена рассмотрению частных или простейших примеров базирования (в основном по трем координатным плоскостям), которые затруднительно перенести на другие случаи обработки.

Поэтому зачастую при разработке нового средства технологического оснащения его геометрическую точность задают по аналогии с существующими приспособлениями либо на основании тех или иных рекомендаций, либо пропорционально выдерживаемым допускам (половина, треть, одна пятая, одна десятая часть допуска детали и т. д.) [6, 11, 12].

Такой подход нельзя считать исчерпывающим, поскольку с учетом взаимного влияния элементов технологической системы точность в одних случаях может оказаться недостаточной, в других — избыточной.

Цель работы — рассмотреть возможность расчета геометрической точности элементов станочных приспособлений путем построения размерных цепей, связывающих элементы технологической системы, где замыкающим звеном является геометрический допуск изготавливаемой детали.

Подобные расчеты выполнялись и ранее [12, 13], однако в них не учитывались угловые перекосы в соединениях, а также отличие законов распределения погрешностей звеньев от нормального.

Материалы и методы. В основу предлагаемой методики положены работы А.Р. Маслова [14–16], где приведен расчет итогового биения сборной инструментальной наладки теоретико-вероятностным методом. Важно, что в качестве звеньев размерной цепи рассматривались не только биения (векторные ошибки) сопрягаемых поверхностей, но и перекосы (угловые ошибки) из-за зазоров в цилиндрических соединениях и разности углов конусов — в конических. Угловые ошибки суммируются с векторными путем приведения первых к векторному виду в плоскости замыкающего звена через передаточные отношения.

Половина биения (эксцентриситет) замыкающего звена

$$e_{\Sigma} = \frac{1}{K_{\Sigma}} \sqrt{\sum_i^n A_i^2 K_i^2 e_i^2};$$

$$K_{\Sigma} = 1 + \frac{0,55}{\sum_i^n A_i e_i} \left(\sqrt{\sum_i^n A_i^2 K_i^2 e_i^2} - \sqrt{\sum_i^n A_i^2 e_i^2} \right), \quad (1)$$

где K_{Σ} — коэффициент относительного рассеивания замыкающего звена, учитывающий отклонение его закона распределения от нормального; A_i — передаточное отношение, для угловых перекосов равно отношению вылета рассматриваемой сборки к вылету, на котором нормируется перекосяк, а для биений (эксцентриситетов) $A_i = 1$; K_i — коэффициент относительного рассеивания i -го звена цепи из n звеньев; e_i — половина допускаемого значения биения i -го звена цепи δ_i , $e_i = \delta_i/2$.

Так как биение $\delta_{\Sigma} = 2e_{\Sigma}$ (если считать несущественными погрешности формы), формулу (1) можно представить как

$$\delta_{\Sigma} = \frac{1}{K_{\Sigma}} \sqrt{\sum_i^n A_i^2 K_i^2 \delta_i^2};$$

$$K_{\Sigma} = 1 + \frac{0,55}{\sum_i^n A_i \delta_i} \left(\sqrt{\sum_i^n A_i^2 K_i^2 \delta_i^2} - \sqrt{\sum_i^n A_i^2 \delta_i^2} \right). \quad (2)$$

Зная допуск биения детали T и все составляющие δ_i , кроме искомого биения оправки δ' с соответствующим коэффициентом K' , его можно найти из неравенства $T \geq \delta_{\Sigma}$ следующим образом:

$$T \geq \frac{1}{K_{\Sigma}} \sqrt{\sum_i^n A_i^2 K_i^2 \delta_i^2} \Rightarrow$$

$$\Rightarrow \delta' \leq \frac{1}{K'} \sqrt{T^2 K_{\Sigma}^2 - \sum_i^{n-1} A_i^2 K_i^2 \delta_i^2}. \quad (3)$$

Рассмотрим предложенную методику применительно к расчету биения токарных оправок, которые можно считать наиболее близким примером станочных приспособлений относительно инструментальных наладок, описанных в работах [14–16].

Оправки предназначены для изготовления таких деталей, как втулка, диск, фланец, гильза, зубчатое колесо и др., при базировании по внутреннему предварительно обработанному отверстию. Так как для деталей данного типа зачастую задан допуск радиального биения наружной поверхности относительно оси базового отверстия, использование оправок позволяет реализовать принцип совмещения конструкторских и технологических баз (с разной степенью точности в зависимости от конструкции оправки).

Следует отметить, что в единичном и мелкосерийном производстве оправки часто применяют в тех случаях, когда нет возможности использовать для установки заготовок обточенные кулачки, т. е. при диаметре базового отверстия менее 20...30 мм.

Для расчета принимаем следующие исходные данные: станок модели 16K20, внутренний конус шпинделя — Морзе 6. Оправку устанавливаем непосредственно в коническое отверстие шпинделя станка или в трехкулачковый патрон. Степень точности конуса шпинделя и оправки с коническим хвостовиком считаем одинаковыми — АТ7 по ГОСТ 8908–81 (что соответствует ГОСТ 12595–2003 и ГОСТ 17166–71).

Эскиз изготавливаемой детали типа «диск» показан на рис. 1. Заготовку устанавливают на оправку без выверки (имеет место работа на настроенных станках). Выверку оправки на станке также не выполняют. Расстояние от посадочной части оправки до хвостовика

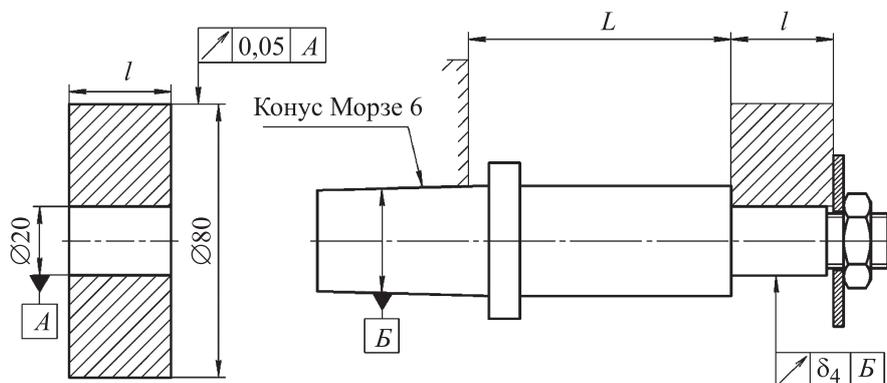


Рис. 1. Эскиз детали типа «диск» и жесткой шпиндельной оправки ($l = 50$ мм, $L = 100$ мм)

$L = 100$ мм. Выбранные размеры таковы, что при расчете радиального биения оправки торцевым можно пренебречь, так как образующая отверстия заготовки является технологической двойной направляющей базой (отношение ее длины к диаметру посадочного отверстия $l/d = 50/20 = 2,5$).

Обрабатываемый материал — сталь 40Х. Выбраны следующие режимы резания: подача $S = 0,125$ мм/об; скорость резания $v \approx 126$ м/мин (частота вращения шпинделя $n = 500$ мин⁻¹).

Вычисленные значения биений округляли до ближайших меньших стандартных по ГОСТ 24643–81.

Расчет биения жесткой шпиндельной оправки. Для жесткой шпиндельной оправки звенья δ_i в формуле (2) будут следующими: δ_1 — биение конического отверстия шпинделя станка у его торца; δ_2 — биение из-за углового перекоса оси шпинделя; δ_3 — биение из-за углового перекоса оправки в соединении со шпинделем; δ_4 — искомое биение цилиндрической посадочной поверхности оправки относительно оси ее конического хвостовика; δ_5 — биение от выбранного зазора между оправкой и заготовкой.

Согласно ГОСТ 18097–93, для станка 16К20 биение конического отверстия шпинделя у его торца $\delta_1 = 10$ мкм, коэффициент относительного рассеивания $K_1 = 1,17$. Здесь и далее коэффициенты K_i указаны по данным [14–16], если отдельно не отмечено иное. Согласно тому же стандарту, биение конического отверстия на расстоянии 200 мм от торца должно быть не более 15 мкм. Отсюда $\delta_2 = (15 - 10)/200 = 2,5/100$ мкм/мм; $K_2 = 1,1$; $A_2 = (l + L)/100 = 150/100 = 1,5$.

В работе [16] показано, что вследствие разности углов наружного и внутреннего конуса контакт отверстия и хвостовика происходит не по всей длине соединения, а на меньшем участке, что ведет к неравномерности контактных деформаций и угловому перекосу сборки. Биение δ_3 от углового перекоса на длине 100 мм установившим, опираясь на следующие зависимости:

$$e_{\text{Морзе 4}} = 0,0051 + 0,219\Delta; \quad (4)$$

$$e_{\text{Морзе 5}} = 0,0066 + 0,253\Delta, \quad (5)$$

где Δ — зазор в коническом соединении, мм (на сторону).

Зазор Δ равен сумме половин допусков углов наружного AT_n и внутреннего $AT_{вн}$ конуса

соответствующей степени точности, выраженных в мм:

$$\Delta = 0,5(AT_n + AT_{вн}) = AT. \quad (6)$$

В рассматриваемом случае для степени точности 7 обоих конусов стандартной длины допуск AT_D по ГОСТ 2848–75 будет равен 0,025 мм. Тогда по формулам (4) и (5) $e_{\text{Морзе 4}} \approx 0,010$ мм и $e_{\text{Морзе 5}} \approx 0,013$ мм. Принимаем $e_{\text{Морзе 6}} = 15$ мкм/100 мм; $\delta_3 = 30$ мкм/100 мм; $K_3 = 1,17$; $A_2 = (l + L)/100 = 1,5$.

Для цилиндрической посадочной поверхности оправки с биением δ_4 относительно оси хвостовика коэффициент рассеивания $K_4 = 1,09$.

Зазор между оправкой и заготовкой есть разность наибольшего предельного размера заготовки и наименьшего предельного размера оправки. Если обозначить номинальный диаметр отверстия (оправки) как d , верхнее отклонение — ES , нижнее — ei , то биение от выбранного зазора между оправкой и заготовкой

$$\delta_5 = (d + ES) - (d + ei) = ES - ei. \quad (7)$$

Пусть в первом приближении отверстие заготовки выполнено с допуском по $H7$ ($ES = 0,021$ мм), посадочная поверхность оправки — по $g6$ ($ei = -0,020$ мм). Тогда $\delta_5 = 41$ мкм.

На основании экспериментов [17] можно считать, что $K_5 = 1,00$, так как зазор между заготовкой и оправкой, выбранный в одну сторону под действием силы тяжести, случайным образом перераспределяется в момент закрепления за счет момента силы трения, передаваемого на торцевую поверхность заготовки резьбовым зажимом. Кроме того, даже при условии придерживания заготовки в момент закрепления, как видно из формулы (7), δ_5 напрямую зависит от распределений размеров, которые в общем случае можно считать нормальными.

Исходные данные для расчета жесткой шпиндельной оправки приведены в табл. 1.

Таблица 1

Исходные данные для расчета жесткой шпиндельной оправки

i	δ_i , мкм	K_i	A_i
1	10,0	1,17	1,0
2	2,5	1,10	1,5
3	30,0	1,17	1,5
4	δ'	1,09	1,0
5	41,0	1,00	1,0

Если просуммировать теоретико-вероятностным методом биение $\delta_1 - \delta_5$, то, строго говоря, получится удвоенное отклонение оси отверстия заготовки относительно оси вращения шпинделя. Чтобы найти биение наружной поверхности, необходимо учесть также биение наружной поверхности заготовки относительно оси внутренней δ_6 , сформировавшееся на предыдущих этапах обработки. Однако можно показать, что в процессе обработки ось новообразованной наружной поверхности практически точно совмещается с осью вращения шпинделя, в то время как смещение оси внутренней поверхности не изменяется. Таким образом, после снятия детали со станка итоговое биение будет определяться значением этого смещения, рассчитанного в данном случае с учетом слагаемых $\delta_1 - \delta_5$.

Как известно, из-за такого явления, как технологическая наследственность, одной из причин которого является конечная жесткость технологической системы, неточность заготовки (в рассматриваемом случае — биение, приводящее к колебанию мгновенной глубины резания Δt) будет переноситься на деталь. Профессор А.П. Соколовский предложил коэффициент этого переноса называть уточнением ε . Если для упрощения считать, что радиальная сила резания зависит от глубины резания линейно и расписать ее значение через известные степенные зависимости, то уточнение [18]

$$\varepsilon = \frac{\Delta_{\text{заг}}}{\Delta_{\text{дет}}} = \frac{\Delta t}{10C_p S^y V^n \Delta t K_p} j \Rightarrow \Rightarrow \Delta_{\text{дет}} = \frac{1}{j} 10C_p K_p S^y V^n \Delta_{\text{заг}}, \quad (8)$$

где $\Delta_{\text{заг}}$ — погрешность (биение) заготовки до обработки; $\Delta_{\text{дет}}$ — погрешность (биение) детали после обработки; C_p — эмпирический коэффициент; j — жесткость системы; y, n — показатели степени; K_p — коэффициент, учитывающий фактические условия обработки (произведение эмпирических коэффициентов, зависящих от материала заготовки и геометрических параметров режущего инструмента).

Погрешность заготовки до обработки $\Delta_{\text{заг}}$ соответствует величине δ_{Σ} , рассчитанной с учетом биения наружной поверхности заготовки относительно оси внутренней δ_6 . Тогда, подставляя выражение (2) в формулу (8), можно записать

$$\Delta_{\text{дет}} = \frac{10C_p K_p S^y V^n}{jK_{\Sigma}} \sqrt{\sum_{i=1}^6 A_i^2 K_i^2 \delta_i^2}. \quad (9)$$

Режимы резания были установлены выше. Согласно справочнику технолога-машиностроителя, для стали 40X параметры будут следующими: $C_p = 243$; $K_p = 0,424$; $y = 0,6$; $n = -0,3$. В случае со шпиндельной оправкой при расчете упругих отжатий станка можно учитывать только жесткость передней бабки и суппорта. Тогда, согласно ГОСТ 18097-72, исходя из смещения резцедержателя и оправки на 0,2 мм под нагрузкой 5488 Н, приложенной к контрольной оправке под углом 30° относительно вертикали, жесткость системы $j = 13\,720$ Н/мм. Биение δ_6 можно принять равным 200 мкм, а коэффициент K_6 — 1,2 согласно РТМ 23-61 (Методика расчета размерных цепей (на базе теории вероятностей)).

Так как в формулу (2) для коэффициента K_{Σ} входит искомое биение оправки δ' , аналитические решения выражений (3) и (9) будут весьма сложными. Для практических нужд удобнее воспользоваться такими математическими пакетами, как MathCAD или Wolfram.

Анализ результатов расчета показал, что ни при предварительно выбранной посадке $H7/g6$, ни при посадке с нулевым минимальным зазором $H7/h6$ ($\delta_5 = 34$ мкм) неравенство (3) в заданных условиях не имеет решения. Даже при применении идеальной оправки ($\delta' = 0$) биение δ_{Σ} составило бы около 62 мкм. Однако если уменьшить вылет оправки L до 40 мм, то допуска биения детали 50 мкм можно достигнуть при использовании посадки $H7/h6$ и биении посадочной поверхности оправки $\delta' = 16$ мкм (соответствует 6 степени точности ГОСТ 24643-81).

Вычисления по формуле (9) показали, что при $L = 40$ мм, $\delta' = 16$ мкм, $\delta_5 = 34$ мкм и $\delta_6 = 200$ мкм погрешность детали после обработки $\Delta_{\text{дет}}$ составит около 1 мкм, что на практике будет сопоставимо с погрешностью измерения. Таким образом, как было предположено ранее, в расчетах биения посадочной поверхности оправки биением заготовки при условии использования достаточно жесткого оборудования можно пренебречь.

Расчет биения цанговой разжимной шпиндельной оправки. Для цанговой оправки звенья δ_i в формуле (2) будут следующими: δ_1 — биение конического отверстия шпинделя станка у его торца; δ_2 — биение из-за углового перекоса оси шпинделя; δ_3 — биение из-за углового перекоса оправки в соединении со шпинделем; δ_4 — биение конической посадочной

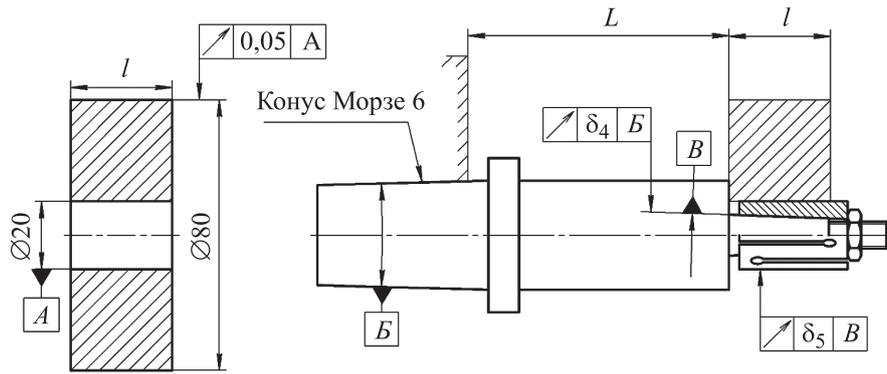


Рис. 2. Эскиз детали типа «диск» и цанговой разжимной шпиндельной оправки ($l = 50$ мм, $L = 100$ мм)

поверхности оправки относительно оси ее конического хвостовика; δ_5 — биение наружного диаметра цанги относительно оси конического отверстия; δ_6 — биение из-за углового перекоса цанги на оправке.

Эскиз той же детали типа «диск» и цанговой разжимной шпиндельной оправки приведен на рис. 2.

Для упрощения будем считать, что $\delta_4 = \delta_5 = \delta'$. Коэффициенты рассеивания и передаточные отношения для слагаемых $\delta_1 - \delta_3$ останутся теми же, что и для жесткой шпиндельной оправки. Для оценки δ_6 воспользуемся зависимостями, аналогичными расчету перекоса цанги с конусностью 1:5 в цанговом патроне [16]:

$$\delta_6 = \begin{cases} 2(0,011 + 0,120\Delta) & \text{при } 0 \leq \Delta \leq 0,025; \\ 2[0,013 + 0,080(\Delta - 0,025)] & \text{при } 0,025 \leq \Delta \leq 0,050, \end{cases}$$

где Δ — зазор в коническом соединении, мм (на сторону), вычисляемый по формуле (6).

Если принять для оправки и цанги 7 степень точности угловых размеров, то наибольший зазор в коническом соединении на длине детали согласно ГОСТ 8908–81 составит около 0,016 мм. Отсюда имеем $\delta_6 = 26$ мкм/100 мм; $K_6 = 1,21$; $A_6 = l/100 = 0,5$.

Исходные данные для расчета цанговой шпиндельной оправки приведены в табл. 2.

Анализ результатов вычислений показал, что при заданном вылете L , как и в случае с жесткой оправкой, неравенство (3) решения не имеет. В то же время при изготовлении посадочных поверхностей оправки и цанги с допуском биения 2,5 мкм (степень точности 2 по ГОСТ 24643–81) величина δ_Σ составила бы около 53 мкм.

Таблица 2

Исходные данные для расчета цанговой шпиндельной оправки

i	δ_i , мкм	K_i	A_i
1	10,0	1,17	1,0
2	2,5	1,10	1,5
3	30,0	1,17	1,5
4	δ'	1,37	1,0
5	δ'	1,09	1,0
6	26,0	1,21	0,5

Так как расчет носит вероятностный характер, можно констатировать, что допуск биения детали 50 мкм будет достигнут, но с вероятностью чуть меньше, чем 99,73 %. Однако такая высокая степень геометрической точности, хоть и соответствует ГОСТ 31.1066.02–85, но значительно усложняет и удлинняет технологический процесс изготовления оснастки. При уменьшении вылета до 40 мм, неравенство (3) становится верным уже при $\delta' = 20$ мкм (между 6 и 7 степенью точности ГОСТ 24643–81), что сопоставимо с нормами биения цанг по ГОСТ 17166–71. Расчет по формуле (9) показал, что и в случае с цанговой оправкой $\Delta_{\text{дет}}$ составит немногим более 1 мкм, чем можно пренебречь.

Расчет оправок при их установке в трехкулачковый самоцентрирующий патрон. Так как изготовление оправок с точным коническим хвостовиком является более сложной и затратной технологической задачей, чем производство оправок с цилиндрическим хвостовиком, а также вследствие массового применения на токарных станках стандартных трехкулачковых самоцентрирующих патронов, широкое рас-

пространение получили оправки с цилиндрическим хвостовиком, особенно в единичном и мелкосерийном производстве. Будучи сложной сборочной единицей, погрешность изготовления каждой детали которой оказывает влияние на общую погрешность устройства, трехкулачковый патрон в общем случае не может быть использован для изготовления деталей со сравнительно малыми допусками биения.

Так, согласно ГОСТ 1654–86, допускается биение контрольной оправки, зажатой кулачками патрона $\varnothing 250$ мм, нормальной степени точности, не более 100 мкм, повышенной степени точности не более 80 мкм. Таким образом, для точных токарных работ применение оправок с их установкой в трехкулачковый патрон с цельными кулачками при отсутствии выверки заготовки на оправке является невозможным.

Одним из самых распространенных методов повышения точности центрирования трехкулачковых патронов служит использование сборных кулачков, протачиваемых в нагруженном состоянии на станке под размер закрепляемой заготовки. В этом случае удастся значительно снизить влияние биения шпинделя станка, зазоров между деталями патрона, погрешностей их формы и размеров, погрешности сборки патрона и его центрирования на станке и добиться биения по контрольному валуку 0,01...0,06 мм [19–22].

Следовательно, для рассматриваемых жесткой и цанговой оправок при их установке в трехкулачковый патрон с расточенными накладными кулачками в расчетах по формуле (3) вместо трех слагаемых $\delta_1 - \delta_3$ будет присутствовать только одно δ_k , отражающее нескомпенсированную часть общего биения системы. Принимаем $\delta_k = 20$ мкм, $K_k = 1,2$ согласно РТМ 23–61. Исходные данные для расчета жесткой и цанговой оправок приведены в табл. 3, где для удобства сопоставления индексы слагаемых δ_i такие же, как в табл. 1 и 2. Слагаемому δ_k соответствует строка с индексом 1–3.

Как следует из табл. 3, для жесткой оправки передаточные отношения всех слагаемых равны единице, поэтому изменение вылета оправки не влияет на итоговое биение детали δ_Σ . Однако это верно только отчасти, так как с увеличением вылета оправки линейно возрастает изгибающий момент, действующий как на нее, так и на патрон, закрепление в котором является менее жестким, чем в коническом отверстии шпинделя. Тем самым снижается жесткость

Таблица 3

Исходные данные для расчета оправок, закрепляемых в патроне

i	δ_i , мкм	K_i	A_i
<i>Для жесткой оправки</i>			
1–3	20	1,20	1,0
4	δ'	1,09	1,0
5	41	1,00	1,0
<i>Для цанговой оправки</i>			
1–3	20	1,20	1,0
4	δ'	1,37	1,0
5	δ'	1,09	1,0
6	26	1,21	0,5

системы и увеличивается влияние упругих отжатий. Поэтому в любом случае следует придерживаться стандартных рекомендаций по консольному закреплению заготовок и, если это возможно, проектировать оправки с вылетом не более трех–пяти диаметров.

По результатам расчета жесткой оправки с зазором в сопряжении $\delta_5 = 41$ мкм (посадка $H7/g6$) биение детали 50 мкм будет обеспечено при биении оправки $\delta' \leq 16$ мкм (6 степень точности ГОСТ 24643–81). При уменьшении зазора δ_5 до 34 мкм (посадка $H7/h6$) биение может быть достигнуто при $\delta' \leq 25$ мкм (7 степень точности ГОСТ 24643–81).

Для цанговой оправки, установленной в расточенных кулачках, передаточные отношения A_i будут постоянны и независимы от вылета L , как и в случае с жесткой оправкой. Биение детали 50 мкм можно обеспечить, если биение цанги и посадочной поверхности оправки $\delta' \leq 25$ мкм (7 степень точности ГОСТ 24643–81).

Как уже отмечалось, жесткость технологической системы при работе в трехкулачковом патроне меньше, чем при работе с оснасткой, установленной в коническое отверстие шпинделя [18, 23]. Кроме того, жесткость системы получается переменной в зависимости от направления нагрузки («на кулачок» или «от кулачка»), вследствие чего на поверхности детали формируется характерное «трехлепестковое» отклонение от круглости [24].

Исследования показывают, что жесткость трехкулачкового патрона зависит от множества факторов, в частности от диаметра посадочной

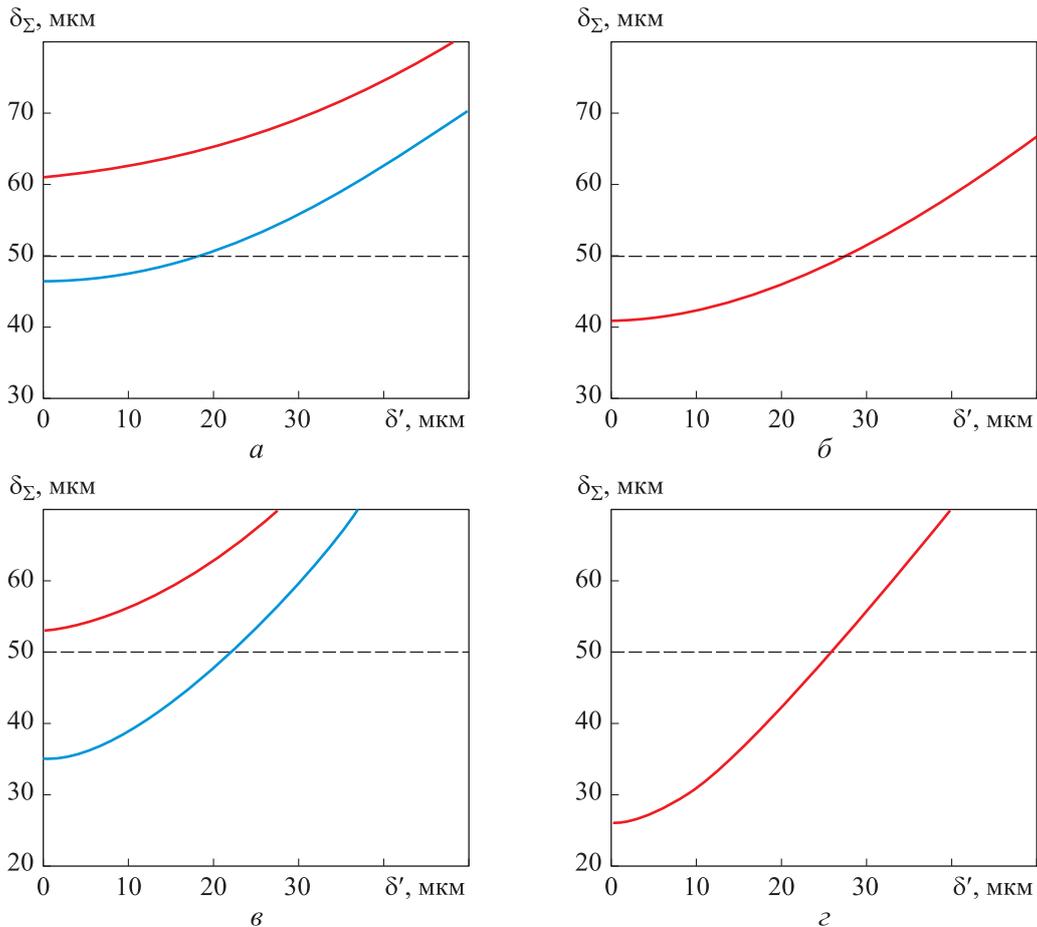


Рис. 3. Зависимости биения детали δ_{Σ} от биения оправок δ' при $\delta_5 = 34$ мкм, вылете $L = 100$ (—) и 40 мм (—) и различных способах их установки на станке:
 а и б — жесткой оправки, установленной в шпинделе и расточенных кулачках;
 в и г — цанговой оправки, установленной в шпинделе и расточенных кулачках

поверхности закрепляемой заготовки, силы (момента) закрепления, конусности и диаметра расточенных накладных кулачков [24, 25]. В целом можно принять жесткость технологической системы, где для закрепления заготовок применен трехкулачковый патрон, в 2–3 раза меньше, чем у системы с установкой оправки в коническое отверстие шпинделя.

В этом случае расчеты по формуле (9) для жесткой и цанговой оправок, исходя из биения наружной поверхности заготовки 200 мкм, дадут примерно одинаковый результат ($\Delta_{\text{дет}} \approx 3,5$ мкм), намного менее значимый, чем значения δ_i , указанные в табл. 3. При работе хотя бы в два прохода эта погрешность, связанная с эксцентриситетом, будет полностью нивелирована даже при значительном снижении жесткости системы [18, 23], но отклонение детали от круглости все равно будет иметь место. Таким образом, и при расчете оправок, установленных в трехкулачковый патрон, ра-

нее сформированным биением заготовки можно пренебречь.

Зависимости биения детали δ_{Σ} от биения оправок δ' при $\delta_5 = 34$ мкм, вылете $L = 100$ и 40 мм для всех четырех рассмотренных комбинаций конструкций оправок и способов их установки на станке приведены на рис. 3.

Выводы

1. По результатам расчетов с использованием разработанных математических моделей, связывающих биение токарных оправок двух конфигураций с биением детали, установлено следующее:

- влияние угловых перекосов в конических сопряжениях на итоговое биение сопоставимо с влиянием биений (эксцентриситетов) звеньев размерной цепи; поэтому при закреплении оправок в расточенных кулачках допустимое биение δ' для жесткой и цанговой оправок

(16...25 мкм) оказалось больше, чем при установке в коническое отверстие шпинделя (2,5...20,0 мкм);

- при установке оправок в шпиндель допустимое биение для цанговой оправки (20 мкм) больше, чем для жесткой (16 мкм), а при закреплении в расточенных кулачках они были примерно сопоставимы (25 мкм против 16...25 мкм); это также обусловлено влиянием угловых перекосов, поскольку в первом случае (с учетом большего количества звеньев в цепи) решающее значение на точность обработки оказывало значение зазора между заготовкой и оправкой; во втором случае за счет расточки кулачков появлялась возможность избежать угловых перекосов и повысить точность центрирования;

- при использовании шпиндельных оправок можно добиться значительного улучшения точности обработки путем сокращения вылета оправки от торца шпинделя;

- применяя достаточно жесткое оборудование (что подразумевается для чистовой обработки), даже при установке оправок в патрон «переносом» биения наружной поверхности заготовки на деталь можно пренебречь; вместе

с тем при точении в трехкулачковом патроне вследствие его переменной жесткости («на кулачок» и «от кулачка») поверхность детали будет иметь характерное «трехлепестковое» отклонение от круглости, регистрируемое при измерении биения.

2. Приведенные в работе значения допусков биения δ_i и коэффициентов K_i , а также зависимости $e_i(\Delta)$ имеют в известной степени усредненный и ориентировочный характер, и их следует уточнять в конкретных производственных условиях, в том числе статистически. Так, износ токарных станков и патронов неизбежно ведет к увеличению связанных с ними допусков биения δ_i и одновременно к снижению жесткости системы [26]. Кроме того, биение шпинделя возрастает с увеличением частоты его вращения [27] и, следовательно, связано с назначаемыми режимами резания. На качество расточки кулачков в значительной степени влияет квалификация оператора. Вместе с тем предложенные зависимости между элементами технологической системы и следующие из них взаимосвязи геометрической точности деталей и средств технологического оснащения принципиально останутся теми же.

Литература

- [1] Блохин Д.А., Попов А.Ю. Исследование причин отклонений формы при контурном фрезеровании. *Проблемы машиноведения. Мат. III Межд. науч.-тех. конф.* Ч. 2. Омск, ОмГТУ, 2019, с. 175–179.
- [2] Стельмаков В.А., Никитенко А.В., Давыдов В.М. и др. Обеспечение точности формы при чистовой обработке отверстий методом фрезерования. В: *Информационные технологии XXI века*. Хабаровск, ТОГУ, 2017, с. 502–509.
- [3] Зинова В.В. Базирование заготовки в тисках для осуществления технологического воздействия. *Политехнический молодежный журнал*, 2018, № 5, doi: <https://doi.org/10.18698/2541-8009-2018-5-302>
- [4] Ломова О.С. Анализ влияния прецессии оси обрабатываемой заготовки на точность круглого шлифования. *Омский научный вестник*, 2015, № 1, с. 60–63.
- [5] Han W.L., Zhang F.P., Gao B. et al. Research on fixture locating error verification based on statistics method. *Appl. Mech. Mater.*, 2014, vol. 556-562, pp. 4255–4259, doi: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amm.556-562.4255>
- [6] Souilah M., Tahan A., Abacha N. A small displacement torsor model to evaluate machining accuracy in the presence of locating and machine geometric errors. *Progress in Canadian Mechanical Engineering*, 2021, vol. 4, doi: <https://doi.org/10.32393/csme.2021.47>
- [7] Choudhuri S.A., De Meter E.C. Tolerance analysis of machining fixture locators. *J. Manuf. Sci. Eng.*, 1999, vol. 121, no. 2, pp. 273–281, doi: <https://doi.org/10.1115/1.2831216>
- [8] Zhu S.W., Ding G.F., Ma S.W. et al. Workpiece locating error prediction and compensation in fixtures. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2013, vol. 67, no. 5-8, pp. 1423–1432, doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4578-1>
- [9] Денисенко А.Ф. Оценка влияния отклонений от плоскостности планшайбы стола координатно-расточного станка на точность базирования обрабатываемых деталей. *Сборка в машиностроении, приборостроении*, 2016, № 11, с. 3–6.

- [10] Филькин Д.М. Влияние погрешностей формы и расположения базовых поверхностей призмы на точность установки. *Наукоемкие технологии на современном этапе развития машиностроения. Мат. VIII Межд. науч.-тех. конф.* Москва, Технополиграфцентр, 2016, с. 233–235.
- [11] Ансеров М.А. *Приспособления для металлорежущих станков: расчеты и конструкции.* Москва, Ленинград, Машгиз, 1960. 623 с.
- [12] Горохов В.А. *Проектирование и расчет приспособлений.* Минск, Вышэйшая школа, 1986. 237 с.
- [13] Микитянский В.В. *Точность приспособлений в машиностроении.* Москва, Машиностроение, 1984. 128 с.
- [14] Кузнецов Ю.И., Маслов А.Р., Байков А.Н. *Оснастка для станков с ЧПУ.* Москва, Машиностроение, 1990. 510 с.
- [15] Григорьев С.Н., Кохомский М.В., Маслов А.Р. *Инструментальная оснастка станков с ЧПУ.* Москва, Машиностроение, 2006. 544 с.
- [16] Маслов А.Р. *Разработка методов и средств проектирования и изготовления систем вспомогательного инструмента для автоматизированного машиностроительного производства.* Дисс. ... док. тех. наук. Москва, МГТУ СТАНКИН, 1998. 430 с.
- [17] Карамышев С.М. *Расчет на точность при проектировании станочных приспособлений.* Уфа, УАИ, 1972. 91 с.
- [18] Соколовский А.П. *Расчеты точности обработки на металлорежущих станках.* Москва, Ленинград, Машгиз, 1952. 288 с.
- [19] Гашков В.Г., Жуйков В.А. Анализ практических приемов компенсации погрешностей токарной обработки. *Advanced Science*, 2017, № 4. URL: [http://advanced-science.ru/gashkov-v.-g.-4\(2017\)?cultureKey=ru](http://advanced-science.ru/gashkov-v.-g.-4(2017)?cultureKey=ru)
- [20] Сазонов М.Б., Волков А.Н., Смирнов Г.В. *Исследование точности центрирования заготовки в токарном трехлапчатом патроне.* Самара, Изд-во СГАУ, 2013. 15 с.
- [21] Pahlitzsch G., Hellwig W. The clamping accuracy of three-jaw chucks. *Advances in Machine Tool Design and Research 1967. Proc. 8th Int. M.T.D.R. Conf.* Pergamon Press, 1968, pp. 97–118, doi: <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-003491-1.50009-5>
- [22] Byun J., Liu C.R. Methods for improving chucking accuracy. *Proc. ASME 2008 Int. Manuf. Sci. and Eng. Conf.*, 2008, vol. 1, pp. 427–436, doi: https://doi.org/10.1115/MSEC_ICMP2008-72388
- [23] Соколовский А.П. *Научные основы технологии машиностроения.* Москва, Ленинград, Машгиз, 1955. 516 с.
- [24] Lee J.H., Lee S.K. Chucking compliance compensation with a linear motor-driven tool system. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2004, vol. 23, no. 1-2, pp. 102–109, doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-003-1696-9>
- [25] Ema S., Marui E. Chucking performance of a wedge-type power chuck. *J. Eng. Ind.*, 1994, vol. 116, no. 1, pp. 70–77, doi: <https://doi.org/10.1115/1.2901811>
- [26] Серегин А.А., Шатилов А.А. Износ самоцентрирующих спирально-реечных трехлапчатых патронов. *Ремонт. Восстановление. Модернизация*, 2005, № 11, с. 33–36.
- [27] Додонов В.В., Никулин В.В. Факторы, определяющие точность токарного станка с ЧПУ. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, 2006, № 7, с. 63–70.

References

- [1] Blokhin D.A., Popov A.Yu. [Investigation of the causes of shape deviations in contour milling]. *Problemy mashinovedeniya. Mat. III Mezhd. nauch.-tekhn. konf.* Ch. 2 [Problems of Machine Science. Proc. III Int. Sci.-Tech. Conf. P. 2]. Omsk, OmGTU Publ., 2019, pp. 175–179. (In Russ.).
- [2] Stelmakov V.A., Nikitenko A.V., Davydov V.M. et al. Obespechenie tochnosti formy pri chistovoy obrabotke otverstiy metodom frezerovaniya [Ensuring shape accuracy in finishing of holes by milling]. V: *Informatsionnye tekhnologii XXI veka* [In: Information technologies of XXI century]. Khabarovsk, TOGU Publ., 2017, pp. 502–509. (In Russ.).

- [3] Zinova V.V. Locating the workpiece in the vise to perform the technological impact. *Politekhnicheskii molodezhnyy zhurnal* [Politechnical Student Journal], 2018, no. 5, doi: <https://doi.org/10.18698/2541-8009-2018-5-302> (in Russ.).
- [4] Lomova O.S. The analysis of impact of precession of axis of workpiece on accuracy in cylindrical grinding. *Omskiy nauchnyy vestnik* [Omsk Scientific Bulletin], 2015, no. 1, pp. 60–63. (In Russ.).
- [5] Han W.L., Zhang F.P., Gao B. et al. Research on fixture locating error verification based on statistics method. *Appl. Mech. Mater.*, 2014, vol. 556-562, pp. 4255–4259, doi: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amm.556-562.4255>
- [6] Souilah M., Tahan A., Abacha N. A small displacement torsor model to evaluate machining accuracy in the presence of locating and machine geometric errors. *Progress in Canadian Mechanical Engineering*, 2021, vol. 4, doi: <https://doi.org/10.32393/csme.2021.47>
- [7] Choudhuri S.A., De Meter E.C. Tolerance analysis of machining fixture locators. *J. Manuf. Sci. Eng.*, 1999, vol. 121, no. 2, pp. 273–281, doi: <https://doi.org/10.1115/1.2831216>
- [8] Zhu S.W., Ding G.F., Ma S.W. et al. Workpiece locating error prediction and compensation in fixtures. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2013, vol. 67, no. 5-8, pp. 1423–1432, doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4578-1>
- [9] Denisenko A.F. Evaluation of the influence of flatness of the faceplate table of the coordinate-boring machine on precision machined parts based. *Sborka v mashinostroenii, priborostroenii* [Assembling in Mechanical Engineering and Instrument-Making], 2016, no. 11, c. 3–6. (In Russ.).
- [10] Filkin D.M. [Influence of errors in the shape and location of the prism base surfaces on the installation accuracy]. *Naukoemkie tekhnologii na sovremennom etape razvitiya mashinostroeniya. Mat. VIII Mezhd. nauch.-tekh. konf.* [Science-Intensive Technologies at the Present Stage of Mechanical Engineering Development. Proc. VIII Int. Sci.-Tech. Conf.]. Moscow, Tekhnopoligrftsentr Publ., 2016, pp. 233–235. (In Russ.).
- [11] Anserov M.A. *Prisposobleniya dlya metallorezhushchikh stankov: raschety i konstruksii* [Fixtures for metal-cutting machines: calculations and designs]. Moscow, Leningrad, Mashgiz Publ., 1960. 623 p. (In Russ.).
- [12] Gorokhov V.A. *Proektirovanie i raschet prisposobleniy* [Designing and calculation of fixtures]. Minsk, Vysheyschaya shkola Publ., 1986. 237 p. (In Russ.).
- [13] Mikityanskiy V.V. *Tochnost prisposobleniy v mashinostroenii* [Accuracy of fixtures in mechanical engineering]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1984. 128 p. (In Russ.).
- [14] Kuznetsov Yu.I., Maslov A.R., Baykov A.N. *Osnastka dlya stankov s ChPU* [Equipment for CNC machines]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1990. 510 p. (In Russ.).
- [15] Grigoryev S.N., Kokhomskiy M.V., Maslov A.R. *Instrumentalnaya osnastka stankov s ChPU* [Instrumental tooling of machine tools with CNC]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2006. 544 p. (In Russ.).
- [16] Maslov A.R. *Razrabotka metodov i sredstv proektirovaniya i izgotovleniya sistem vspomogatel'nogo instrumenta dlya avtomatizirovannogo mashinostroitel'nogo proizvodstva*. Diss. dok. tekhn. nauk [Development of methods and means of designing and manufacturing of auxiliary tool systems for the automated machine-building production. Doc. tech. sci. diss.] Moscow, MGTU STANKIN Publ., 1998. 430 p. (In Russ.).
- [17] Karamyshev S.M. *Raschet na tochnost pri proektirovanii stanochnykh prisposobleniy* [Calculation on accuracy at designing of machine tools]. Ufa, UAI Publ., 1972. 91 p. (In Russ.).
- [18] Sokolovskiy A.P. *Raschety tochnosti obrabotki na metallorezhushchikh stankakh* [Calculations of accuracy of processing on metal-cutting machines]. Moscow, Leningrad, Mashgiz Publ., 1952. 288 p. (In Russ.).
- [19] Gashkov V.G., Zhuykov V.A. Analysis of practical methods of compensation of errors of turning processing. *Advanced Science*, 2017, no. 4. URL: [http://advanced-science.ru/gashkov-v.-g.-4\(2017\)?cultureKey=ru](http://advanced-science.ru/gashkov-v.-g.-4(2017)?cultureKey=ru) (in Russ.).
- [20] Sazonov M.B., Volkov A.N., Smirnov G.V. *Issledovanie tochnosti tsentrirovaniya zagotovki v tokarnom trekhkulachkovom patrone* [Study on the accuracy of workpiece centring in the lathe three cam chuck]. Samara, Izd-vo SGAU Publ., 2013. 15 p. (In Russ.).

- [21] Pahlitzsch G., Hellwig W. The clamping accuracy of three-jaw chucks. *Advances in Machine Tool Design and Research 1967. Proc. 8th Int. M.T.D.R. Conf.* Pergamon Press, 1968, pp. 97–118, doi: <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-003491-1.50009-5>
- [22] Byun J., Liu C.R. Methods for improving chucking accuracy. *Proc. ASME 2008 Int. Manuf. Sci. and Eng. Conf.*, 2008, vol. 1, pp. 427–436, doi: https://doi.org/10.1115/MSEC_ICMP2008-72388
- [23] Sokolovskiy A.P. *Nauchnye osnovy tekhnologii mashinostroeniya* [Scientific bases of mechanical engineering technology]. Moscow, Leningrad, Mashgiz Publ., 1955. 516 p. (In Russ.).
- [24] Lee J.H., Lee S.K. Chucking compliance compensation with a linear motor-driven tool system. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2004, vol. 23, no. 1-2, pp. 102–109, doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-003-1696-9>
- [25] Ema S., Marui E. Chucking performance of a wedge-type power chuck. *J. Eng. Ind.*, 1994, vol. 116, no. 1, pp. 70–77, doi: <https://doi.org/10.1115/1.2901811>
- [26] Seregin A.A., Shatilov A.A. Wear of self-centering spiral three-cam. *Remont. Vosstanovlenie. Modernizatsiya* [Repair, Reconditioning, Modernization], 2005, no. 11, pp. 33–36. (In Russ.).
- [27] Dodonov V.V., Nikulin V.V. Factors determining the accuracy of a CNC lathe. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Mashinostroenie* [BMSTU Journal of Mechanical Engineering], 2006, no. 7, pp. 63–70. (In Russ.).

Статья поступила в редакцию 09.12.2024

Информация об авторах

БЫЧЕНКО Денис Александрович — инженер-конструктор. АО «Армалит»; аспирант Высшей школы машиностроения. Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого (195251, Санкт-Петербург, Российская Федерация, ул. Политехническая, д. 29, лит. Б, e-mail: denisba97@mail.ru).

КОЗАРЬ Иван Иванович — кандидат технических наук, доцент, доцент Высшей школы машиностроения. Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого (195251, Санкт-Петербург, Российская Федерация, ул. Политехническая, д. 29, лит. Б, e-mail: kii49@yandex.ru).

ЛЮБОМУДРОВ Сергей Александрович — кандидат технических наук, доцент, доцент Высшей школы машиностроения. Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого (195251, Санкт-Петербург, Российская Федерация, ул. Политехническая, д. 29, лит. Б, e-mail: lyubomudrow@yandex.ru).

Information about the authors

BYCHENKO Denis Aleksandrovich — Design Engineer. JSC «Armalit»; Postgraduate, Higher School of Machinery. Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University (195251, St. Petersburg, Russian Federation, Polytechnicheskaya St., Bldg. 29B, e-mail: denisba97@mail.ru).

KOZAR Ivan Ivanovich — Candidate of Science (Eng.), Associate Professor, Associate Professor of the Higher School of Machinery. Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University (195251, St. Petersburg, Russian Federation, Polytechnicheskaya St., Bldg. 29B, e-mail: kii49@yandex.ru).

LYUBOMUDROV Sergei Aleksandrovich — Candidate of Science (Eng.), Associate Professor, Associate Professor of the Higher School of Machinery. Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University (195251, St. Petersburg, Russian Federation, Polytechnicheskaya St., Bldg. 29B, e-mail: lyubomudrow@yandex.ru).

Просьба ссылаться на эту статью следующим образом:

Быченко Д.А., Козарь И.И., Любомудров С.А. Влияние геометрических допусков станочных приспособлений на точность изготавливаемых деталей на примере токарных оправок. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, 2025, № 10, с. 35–46.

Please cite this article in English as:

Bychenko D.A., Kozar I.I., Lyubomudrov S.A. Influence of geometrical tolerances of machine tool fixtures on the accuracy of manufactured parts on the example of turning mandrels. *BMSTU Journal of Mechanical Engineering*, 2025, no. 10, pp. 35–46.