

ПОЛНОФАКТОРНЫЕ МОДЕЛИ ТОЧНОСТИ ВЫПОЛНЯЕМЫХ РАЗМЕРОВ МНОГОИНСТРУМЕНТНОЙ ОБРАБОТКИ НА СТАНКАХ-АВТОМАТАХ ТОКАРНОЙ ГРУППЫ

Н.Д. Юсубов, Х.М. Аббасова

Азербайджанский технический университет, г. Баку, Азербайджанская Республика

В данной статье показано современное состояние разработки теории проектирования многоинструментной обработки на станках-автоматах токарной группы. Отмечено, что существующие модели погрешности обработки учитывают лишь плоско-параллельные перемещения подсистем технологической системы вдоль координатных осей декартовой системы координат X, Y, Z .

Такой подход к моделированию процесса образования погрешностей обработки допустим для деталей, имеющих габаритные размеры одного порядка по всем координатным направлениям. Однако на практике нередки случаи, когда обрабатываются детали с габаритными размерами, существенно различающимися в разных направлениях. В этих случаях существенный вклад в погрешность обработки могут вносить повороты обрабатываемой заготовки, особенно по направлениям преобладающих габаритных размеров. Поэтому указана необходимость учета угловых перемещений заготовки под действием сил резания в этих моделях. С этой целью были разработаны полнофакторная матричная модель искажения и поля рассеяния выполняемых размеров многоинструментной двухсуппортной обработки. В этих моделях учитывается комплексная характеристика податливости технологической системы, то есть, кроме собственных упругих свойств системы (плоско-параллельных перемещений технологических подсистем, их угловых перемещений вокруг базовых точек), еще и параметры наладки, для которой эта податливость рассматривается. Поэтому для формирования комплексной характеристики податливости подсистемы были проведены эксперименты по определению податливостей подсистемы технологической системы.

Наличие фактических матричных характеристик податливости для реального станка позволяет оценить практическую применимость разработанных полнофакторных матричных моделей точности обработки. В результате появится возможность выявлять степень влияния на точность обработки комплекса технологических факторов, включая структуру многоинструментной наладки, деформационных свойств подсистем технологической системы, режимов резания.

Ключевые слова: матричная модель точности, полнофакторная модель, плоско-параллельные перемещения, угловые перемещения, матрицы координатных податливостей, матрицы угловых податливостей, поле рассеяния.

Введение. Основы теории проектирования и оптимизации многоинструментной обработки, базирующейся на учете силового взаимовлияния инструментов многоинструментной наладки, заложены в работе А.А. Кошина [1]. Однако им рассмотрены лишь два класса простейших плоских многоинструментных наладок, которые реализуются на станках-автоматах с кулачковым управлением.

Вопросы проектирования контурной траекторной обработки на станках с ЧПУ рассмотрены в работе В.И. Гузеева [2]. Однако они посвящены лишь одноинструментной обработке.

Н.Д. Юсубовым на базе проведенной классификации многоинструментных наладок современных токарных автоматов разработан комплекс матричных моделей точности выполняемых размеров, включающий модели искажения размеров и модели полей рассеяния размеров при обработке партии заготовок, где впервые учтена податливость технологической системы по всем координатным осям и допускается произвольное пространственное расположение инструментов наладки [2].

Модели погрешности обработки, сформированные в работах [2], учитывают лишь плоско-параллельные перемещения подсистем технологической системы вдоль координатных осей декартовой системы координат X, Y, Z . Такой подход к моделированию процесса образования погрешностей обработки допустим для деталей, имеющих габаритные размеры одного порядка по всем координатным направлениям.

Однако на практике нередки случаи, когда обрабатываются детали с габаритными размерами, существенно различающимися в разных направлениях. Например, длинные валы (преобладающий линейный размер), диски и фланцы (преобладающий диаметральный размер). В этих случаях существенный вклад в погрешность обработки могут вносить повороты обрабатываемой заготовки, особенно по направлениям преобладающих габаритных размеров.

На необходимость учета угловых перемещений заготовки под действием сил резания указывалось еще в работах А.П. Соколовского, В.С. Корсакова, Д.Д. Медведева и др. [3–23]. В них предложены даже простейшие аналитические зависимости для расчета этих угловых перемещений.

Однако все эти зависимости носят частный характер, включают в себя ряд параметров, определение которых на практике сопряжено с непреодолимыми трудностями. Например, центр поворота шпинделя вообще является виртуальным объектом, который невозможно практически измерить. Самое главное – эти модели не согласуются с общими законами механики упруго деформируемых систем. Поэтому они не могут быть использованы для построения единой теории точности обработки при учете возможных угловых перемещений подсистем технологической системы.

Полнофакторная модель искажения выполняемых размеров одноинструментной одноопортной обработки. Для описания перемещений тела в пространстве с учетом всех шести степеней свободы зададим его положение двумя параметрами (рис. 1):

– точка $O(x_0; y_0; z_0)$, принадлежащая телу;

– вектор \vec{l} единичной длины, принадлежащий телу и направленный, например, вдоль его преобладающего направления.

Все плоско-параллельные перемещения тела характеризуются перемещениями точки O . Угловые перемещения тела описываются поворотами вектора \vec{l} вокруг точки O .

Перемещения тела происходят в результате воздействия силы \vec{F} , приложенной в точке $A(x, y, z)$, также принадлежащей телу.

Пусть вектор $\vec{r} = (r_x, r_y, r_z)$ – плоско-параллельное перемещение точки O . Вектор $\vec{\omega} = (\omega_x, \omega_y, \omega_z)$ – угол поворота тела, а формально – вектора \vec{l} , задающего ориентацию тела в пространстве, относительно точки O . Здесь r_x, r_y, r_z – перемещения вдоль осей координат, $\omega_x, \omega_y, \omega_z$ – углы поворота вокруг соответствующих осей координат.

Тогда полное перемещение u точки A складывается из плоско-параллельного и углового перемещений:

$$\vec{u} = \vec{r} + \vec{\rho}, \quad (1)$$

где второе слагаемое описывает именно угловые перемещения точки A

$$\vec{\rho} = \vec{\omega} \times \vec{R}. \quad (2)$$

Вектор \vec{R} задает ориентацию точки A (точки приложения силы \vec{F}) относительно точки O . Именно относительно этой точки и рассматриваются угловые перемещения точки A :

$$\vec{R} = \vec{OA} = \{x - x_0; y - y_0; z - z_0\}. \quad (3)$$

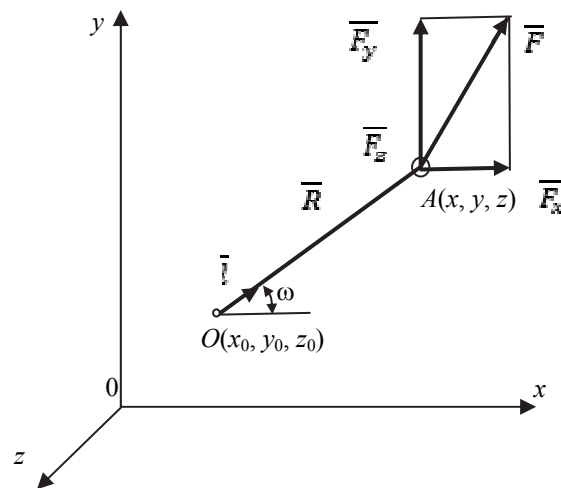


Рис. 1. Расчетная схема перемещений тела под действием приложенной силы при учете шести степеней свободы

Плоско-параллельное перемещение точки O под воздействием силы \bar{F} с учетом податливости наложенных связей определяются, в соответствии с уравнениями, указанными в работе [1, 2], как:

$$\bar{r} = e\bar{F}. \quad (4)$$

Угловые перемещения точки A , обусловленные поворотом направляющего вектора \bar{l} , определяются как векторное произведение $\bar{\omega} \times \bar{R}$. Если воспользоваться представлением вектора \bar{R}

в виде матрицы $a_0 = \begin{pmatrix} 0 & -(z - z_0) & y - y_0 \\ z - z_0 & 0 & -(x - x_0) \\ -(y - y_0) & x - x_0 & 0 \end{pmatrix}$, то непосредственно выполнить векторное

умножение $\bar{\omega} \times \bar{R}$ невозможно (умножение вектора на матрицу). Поэтому сначала определим противоположный вектор $\bar{R} \times \bar{\omega}$ (здесь умножается матрица a_0 на вектор $\bar{\omega}$). С учетом матрицы имеем $\bar{R} \times \bar{\omega} = a_0 \xi a_0 \bar{F}$. Поскольку справедливо соотношение: $\bar{\omega} \times \bar{R} = -\bar{R} \times \bar{\omega}$, выражение для угловых перемещений точки A примет вид:

$$\bar{\rho} = -a_0 \xi a_0 \bar{F}. \quad (5)$$

Для суммарного перемещения точки A (плоско-параллельное перемещение r базовой точки O и перемещение ρ вследствие поворота вокруг точки O) после различных преобразований получаем:

$$\bar{u} = (e - a_0 \xi a_0) \bar{F}, \quad (6)$$

где e – матрица координатной податливости $e = \begin{pmatrix} e_{xx} & e_{xy} & e_{xz} \\ e_{yx} & e_{yy} & e_{yz} \\ e_{zx} & e_{yz} & e_{zz} \end{pmatrix}$; ξ – матрица угловой податли-

вости $\xi = \begin{pmatrix} \xi_{xx} & \xi_{xy} & \xi_{xz} \\ \xi_{yx} & \xi_{yy} & \xi_{yz} \\ \xi_{zx} & \xi_{yz} & \xi_{zz} \end{pmatrix}$.

Это уравнение описывает упругие перемещения тела от воздействия силы \bar{F} при учете всего комплекса факторов, характеризующих податливость связей, фиксирующих положение тела в пространстве. Можно назвать это перемещение полнофакторным. Матрица e в этом уравнении характеризует податливость связей, ограничивающих плоско-параллельное перемещение тела. Тогда произведение трех матриц $-a_0 \xi a_0$ можно трактовать как эффективную матрицу угловой податливости для точки A . Она характеризует податливость связей угловых перемещений точки A относительно точки O .

Поэтому полагаем, что уравнение (6) может быть положено в основу полнофакторной модели погрешности обработки. Для этого преобразуем сначала аналитические модели упругого контактного взаимодействия систем тел [1, 2] до уровня полнофакторных.

В модели контактного взаимодействия системы двух тел [1, 2], учитывающей только плоско-параллельные перемещения, при трансформации ее в полнофакторную модель, произведя математические выкладки, получим:

$$\bar{w} = \left[(e_1 - a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1) + (e_2 - a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2) \right] \bar{P}, \quad (7)$$

где \bar{P} – сила резания; e_1 и e_2 – матрицы координатной податливости соответственно тела 1 и тела 2 для плоско-параллельных перемещений; ξ_1 и ξ_2 – матрицы угловой податливости соответственно тел 1 и 2 для угловых перемещений; $a_{O_1}^1$ и $a_{O_2}^2$ – матрицы, задающие координирующие векторы точки A приложения силы \bar{P} для первого и второго тела соответственно;

$O_1(x_0^1, y_0^1, z_0^1)$ и $O_2(x_0^2, y_0^2, z_0^2)$ – базовые точки тел 1 и 2 (точки, относительно которых рассматриваются угловые перемещения остальных точек каждого тела).

Для плоско-параллельных перемещений вводилось понятие объединенной матрицы податливости $e_{12} = e_1 + e_2$ [5]. Из уравнения (7) видно, что для случая полного учета перемещений по всем шести направлениям степеней свободы общую объединенную матрицу податливости ввести невозможно, так как эффективные матрицы угловой податливости для заданных точек каждого тела представляют собой произведения из трех матриц. Поэтому можно использовать лишь уже введенную объединенную матрицу податливости для плоско-параллельных перемещений e_{12} , с учетом которой уравнение (7) преобразуется к виду:

$$\bar{w} = \left[e_{12} - (a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2) \right] \bar{P}. \quad (8)$$

Полнофакторная модель искажения выполняемых размеров многоинструментной двухсуппортной обработки. Рассматривая систему трех тел (применительно к двухсуппортным наладкам) с 6 степенями свободы для каждого тела и вводя характеристики податливости по каждой степени свободы, плоско-параллельная модель упругих перемещений [1, 2] трансформирована в полнофакторную:

$$\bar{w}_1 = \left[e_{01} - (a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \right] \bar{P}^1 + \left[e_0 - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \right] \bar{P}^2; \quad (9)$$

$$\bar{w}_2 = \left[e_{02} - (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \right] \bar{P}^2 + \left[e_0 - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \right] \bar{P}^1. \quad (10)$$

Здесь e_0 и ξ_0 – матрицы плоско-параллельной и угловой податливостей тела 0 соответственно; e_{01} и e_{02} – суммарные матрицы плоско-параллельных податливостей контактирующих тел (подсистемы O_1 и O_2); ξ_0 , ξ_1 и ξ_2 – матрицы угловых податливостей контактирующих тел; \bar{P}^1 и \bar{P}^2 – векторы сил, приложенных соответственно к телам 1 и 2; $a_{O_0}^0$, $a_{O_1}^1$ и $a_{O_2}^2$ – матрицы, задающие координирующие векторы точки приложения сил \bar{P}^1 и \bar{P}^2 относительно базовых точек O_0 , O_1 и O_2 , вокруг которых осуществляются угловые перемещения контактирующих тел. A_1 и A_2 – точки приложения сил \bar{P}^1 и \bar{P}^2 соответственно; \bar{w}_1 и \bar{w}_2 – искажения размеров с учетом как плоско-параллельных, так и угловых перемещений.

Полнофакторные модели полей рассеяния выполняемых размеров многоинструментной двухсуппортной обработки. По характеру силового взаимодействия Н.Д. Юсубовым выделены два предельных случая многоинструментных наладок [1, 2]: оппозитные (рис. 2) и сопозитные (рис. 3). В оппозитной наладке все составляющие сил резания одного суппорта направлены против соответствующих составляющих сил резания другого суппорта. Такие наладки традиционны для токарно-револьверных и токарных многошпиндельных автоматов с кулачковым управлением. В сопозитной наладке все соответствующие составляющие сил резания обоих суппортов направлены в одну и ту же сторону. На современных станках с ЧПУ токарной группы в равной мере используются оба вида наладок.

Основными факторами появления полей рассеяния выполняемых размеров в обоих случаях являются: колебания припуска, непостоянство механических свойств заготовок в пределах партии, разброс жесткости станков [1, 2]. Они предопределяют рассеяние определяющих факторов – координатных составляющих сил резания и податливости технологических подсистем (матриц податливости).

Механизм формирования поля рассеяния в двухсуппортной оппозитной наладке более сложен, нежели при односуппортной обработке. Разброс жесткостей технологической системы $J_F \in J_N \left[1 - \frac{\varepsilon}{2}; 1 + \frac{\varepsilon}{2} \right]$ и прочностных свойств материала заготовки $C_F \in C_N \left[1 - \frac{\nu}{2}; 1 + \frac{\nu}{2} \right]$ определяет масштаб интервала рассеяния искажений размеров w_1 и w_2 . Влияние же колебаний припус-

ков $t_F \in \left[t - \frac{\Delta t}{2}; t + \frac{\Delta t}{2} \right]$ на суппортах неоднозначно. Поскольку силы резания на продольном и поперечном суппортах направлены друг против друга, колебания припусков Δt_1 и Δt_2 могут привести к изменению баланса сил. В результате этого интервалы рассеяния выполняемых размеров имеют 3 варианта расположения [1, 2].

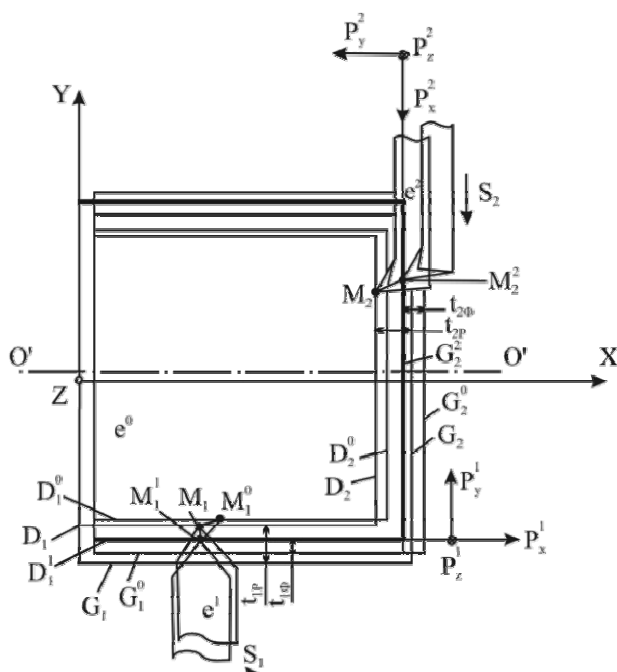


Рис. 2. Расчетная схема для двухсупортной оппозитной наладки

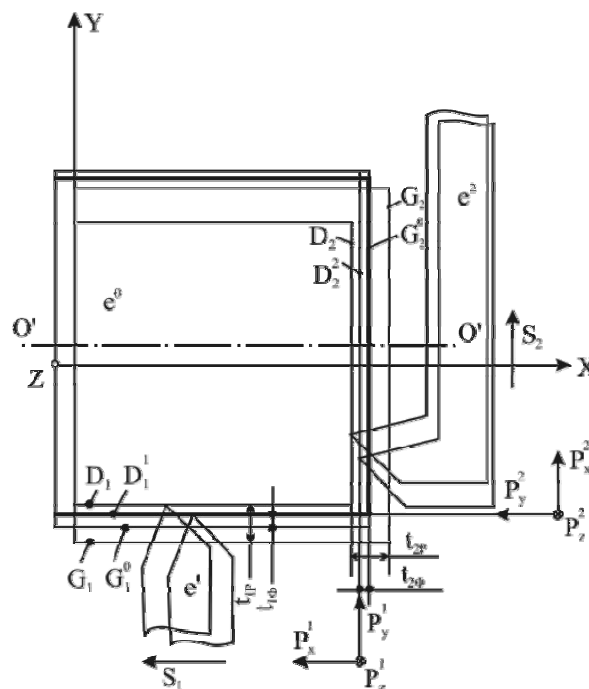


Рис. 3. Расчетная схема для двухсупортной сопозитной наладки

Вариант I характеризуется *преобладающим* влиянием *продольного суппорта*, т. е. перемещения от действия сил продольного суппорта настолько больше перемещений от сил поперечного суппорта, что весь интервал рассеяния искажений расположен на положительной полуоси:

$$w_{\max} > 0; w_{\min} > 0. \quad (11)$$

Вариант II характеризуется *преобладающим* влиянием *поперечного суппорта*, т. е. перемещения от действия сил поперечного суппорта настолько больше перемещений от сил продольного суппорта, что весь интервал рассеяния искажений расположен на отрицательной полуоси:

$$w_{\max} < 0; w_{\min} < 0. \quad (12)$$

Вариант III характеризуется *сбалансированностью* влияния *продольного и поперечного суппортов*. Номинальное искажение выполняемого размера располагается в окрестности нуля, а интервал рассеяния искажений включает в себя начало координат:

$$w_{\max} > 0; w_{\min} < 0. \quad (13)$$

Ориентация поля рассеяния относительно номинала определяется соотношением глубин резания на суппортах. Так, в варианте I припуск на продольном суппорте максимальный, а на поперечном – минимальный. Максимум величины интервала рассеяния достигается при максимальной прочности материала заготовки и максимальной податливости технологической системы.

В итоге анализа всех вариантов расположения поля рассеяния сформирована единая модель поля рассеяния размеров, выполняемых с продольного суппорта в двухсупортной оппозитной наладке (см. рис. 2).

$$\Delta w_1 = \begin{cases} e_{01} t_1 \bar{p}_i^1 - e_{02} t_2 \bar{p}_i^2 + (-a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) t_1 \bar{p}_i^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 t_2 \bar{p}_i^2 \leq \\ \leq -\frac{e_{01} \Delta t_1 \bar{p}_{\Delta t}^1 + e_{02} \Delta t_2 \bar{p}_{\Delta t}^2}{2} + \left(-\frac{(a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_1 \bar{p}_{\Delta t}^1 - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_2 \bar{p}_{\Delta t}^2}{2} \right) \\ \text{при } \omega \left[e_{01} t_1 \bar{p}_i^1 - e_{02} t_2 \bar{p}_i^2 \right] + \left[e_{01} \Delta t_1 \bar{p}_{\Delta t}^1 + e_{02} \Delta t_2 \bar{p}_{\Delta t}^2 \right] + \\ + \omega \left[-(a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) t_1 \bar{p}_i^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 t_2 \bar{p}_i^2 \right] + \\ + \left[-(a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_1 \bar{p}_{\Delta t}^1 - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_2 \bar{p}_{\Delta t}^2 \right]; \\ e_{01} t_1 \bar{p}_i^1 - e_{02} t_2 \bar{p}_i^2 + (-a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) t_1 \bar{p}_i^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 t_2 \bar{p}_i^2 \leq \\ \leq \frac{e_{01} \Delta t_1 \bar{p}_{\Delta t}^1 + e_{02} \Delta t_2 \bar{p}_{\Delta t}^2}{2} + \frac{-(a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_1 \bar{p}_{\Delta t}^1 - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_2 \bar{p}_{\Delta t}^2}{2} \\ \text{при } \left(1 + \frac{\omega}{2} \right) \left[e_{01} \Delta t_1 \bar{p}_{\Delta t}^1 + e_{02} \Delta t_2 \bar{p}_{\Delta t}^2 \right] + \\ + \left(1 + \frac{\omega}{2} \right) \left[-(a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_1 \bar{p}_{\Delta t}^1 - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_2 \bar{p}_{\Delta t}^2 \right]; \\ \frac{e_{01} \Delta t_1 \bar{p}_{\Delta t}^1 + e_{02} \Delta t_2 \bar{p}_{\Delta t}^2}{2} + \frac{-(a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_1 \bar{p}_{\Delta t}^1 - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_2 \bar{p}_{\Delta t}^2}{2} \leq \\ \leq e_{01} t_1 \bar{p}_i^1 - e_{02} t_2 \bar{p}_i^2 + (-a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) t_1 \bar{p}_i^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 t_2 \bar{p}_i^2 \\ \text{при } -\omega \left[e_{01} t_1 \bar{p}_i^1 - e_{02} t_2 \bar{p}_i^2 \right] + \left[e_{01} \Delta t_1 \bar{p}_{\Delta t}^1 + e_{02} \Delta t_2 \bar{p}_{\Delta t}^2 \right] - \\ - \omega \left[-(a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) t_1 \bar{p}_i^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 t_2 \bar{p}_i^2 \right] + \\ + \left[-(a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_1 \bar{p}_{\Delta t}^1 - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_2 \bar{p}_{\Delta t}^2 \right]. \end{cases} \quad (14)$$

Здесь введены вспомогательные векторы:

$$\bar{p}_i^1 = \begin{pmatrix} C_{P_x^1} t_1^{x_{P_x^1}-1} S_1^{y_{P_x^1}} V_1^{z_{P_x^1}} \\ C_{P_y^1} t_1^{x_{P_y^1}-1} S_1^{y_{P_y^1}} V_1^{z_{P_y^1}} \\ C_{P_z^1} t_1^{x_{P_z^1}-1} S_1^{y_{P_z^1}} V_1^{z_{P_z^1}} \end{pmatrix}; \quad \bar{p}_i^2 = \begin{pmatrix} C_{P_y^2} t_2^{x_{P_y^2}-1} S_2^{y_{P_y^2}} V_2^{z_{P_y^2}} \\ C_{P_x^2} t_2^{x_{P_x^2}-1} S_2^{y_{P_x^2}} V_2^{z_{P_x^2}} \\ C_{P_z^2} t_2^{x_{P_z^2}-1} S_2^{y_{P_z^2}} V_2^{z_{P_z^2}} \end{pmatrix}. \quad (15)$$

$$\bar{p}_{\Delta t}^1 = \begin{pmatrix} x_{P_x^1} t_1^{x_{P_x^1}-1} C_{P_x^1} S_1^{y_{P_x^1}} V_1^{z_{P_x^1}} \\ x_{P_y^1} t_1^{x_{P_y^1}-1} C_{P_y^1} S_1^{y_{P_y^1}} V_1^{z_{P_y^1}} \\ x_{P_z^1} t_1^{x_{P_z^1}-1} C_{P_z^1} S_1^{y_{P_z^1}} V_1^{z_{P_z^1}} \end{pmatrix}; \quad \bar{p}_{\Delta t}^2 = \begin{pmatrix} x_{P_y^2} C_{P_y^2} t_2^{x_{P_y^2}-1} S_2^{y_{P_y^2}} V_2^{z_{P_y^2}} \\ x_{P_x^2} C_{P_x^2} t_2^{x_{P_x^2}-1} S_2^{y_{P_x^2}} V_2^{z_{P_x^2}} \\ x_{P_z^2} C_{P_z^2} t_2^{x_{P_z^2}-1} S_2^{y_{P_z^2}} V_2^{z_{P_z^2}} \end{pmatrix}. \quad (16)$$

Вектор \bar{p}_i характеризует степень влияния глубины резания t , вектор $\bar{p}_{\Delta t}$ – степень влияния колебаний припуска Δt , $\omega = \varepsilon + \nu$ – величины суммарного разброса свойств технологической системы. Величина силы резания как функции от параметра t определяется известной формулой $p_i = c_i t^{x_i} s^{y_i} v^{z_i}$ $i = x, y, z$.

Аналогична модель поля рассеяния размеров, выполняемых в оппозитной наладке с поперечного суппорта:

$$\Delta w_2 = \begin{cases} \left[\begin{aligned} & e_{02} t_2 \overline{p_t^2} - e_{01} t_1 \overline{p_t^1} + (- (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) t_2 \overline{p_t^2}) + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 t_1 \overline{p_t^1} \leq \\ & \leq - \frac{e_{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e_{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}}{2} + \left(- \frac{(a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}}{2} \right) \end{aligned} \right. \\ \text{при } \omega \left[\begin{aligned} & e_{02} t_2 \overline{p_t^2} - e_{01} t_1 \overline{p_t^1} \right] + \left[e_{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e_{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} \right] + \\ & + \omega \left[- (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) t_2 \overline{p_t^2} + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 t_1 \overline{p_t^1} \right] + \\ & + \left[- (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} \right]; \\ & e_{02} t_2 \overline{p_t^2} - e_{01} t_1 \overline{p_t^1} + (- (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) t_2 \overline{p_t^2}) + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 t_1 \overline{p_t^1} \leq \\ & \leq \frac{e_{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e_{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}}{2} + \frac{- (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}}{2} \end{aligned} \right. \\ \text{при } \left(1 + \frac{\omega}{2} \right) \left[\begin{aligned} & e_{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e_{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} \right] + \\ & + \left(1 + \frac{\omega}{2} \right) \left[- (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} \right]; \\ & \frac{e_{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e_{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}}{2} + \frac{- (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1}}{2} \leq \\ & \leq e_{02} t_2 \overline{p_t^2} - e_{01} t_1 \overline{p_t^1} + (- (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) t_2 \overline{p_t^2}) + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 t_1 \overline{p_t^1} \end{aligned} \right. \\ \text{при } - \omega \left[\begin{aligned} & e_{02} t_2 \overline{p_t^2} - e_{01} t_1 \overline{p_t^1} \right] + \left[e_{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e_{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} \right] - \\ & - \omega \left[- (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) t_2 \overline{p_t^2} + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 t_1 \overline{p_t^1} \right] + \\ & + \left[- (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} \right]. \end{aligned} \right. \end{cases} \quad (17)$$

В сопозитной наладке (см. рис. 3) противодействия сил резания нет. Поэтому интервал рассеяния искажений имеет единственное положение – положительное. Максимум достигается при наибольших припусках на обоих суппортах, максимальной прочности заготовки и минимальной податливости технологической системы, минимум – в противоположной ситуации. В итоге, для полей рассеяния размеров, выполняемых в сопозитной наладке, получаем для продольного и поперечного суппортов соответственно:

$$\Delta w_1 = \omega \left[\begin{aligned} & e_{01} t_1 \overline{p_t^1} + e_{02} t_2 \overline{p_t^2} \right] + \left[e_{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} + e_{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} \right] + \\ & + \omega \left[- (a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) t_1 \overline{p_t^1} - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 t_2 \overline{p_t^2} \right] + \\ & + \left[- (a_{O_1}^1 \xi_1 a_{O_1}^1 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} \right]; \end{aligned} \quad (18)$$

$$\Delta w_2 = \omega \left[\begin{aligned} & e_{02} t_2 \overline{p_t^2} + e_{01} t_1 \overline{p_t^1} \right] + \left[e_{02} \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} + e_{01} \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} \right] + \\ & + \omega \left[- (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) t_2 \overline{p_t^2} - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 t_1 \overline{p_t^1} \right] + \\ & + \left[- (a_{O_2}^2 \xi_2 a_{O_2}^2 + a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0) \Delta t_2 \overline{p_{\Delta t}^2} - a_{O_0}^0 \xi_0 a_{O_0}^0 \Delta t_1 \overline{p_{\Delta t}^1} \right]. \end{aligned} \quad (19)$$

Подавляющее большинство реальных многоинструментных наладок не обладает такой однородностью в направленности сил резания [1, 2]. Поэтому для неоднородных по направлению наладок нет единой схемы расчета полей рассеяния. Схема расчета поля рассеяния определяется отдельно для каждого координатного направления, так как одна наладка в направлении одного выполняемого размера может быть оппозитной, а в направлении другого выполняемого размера – соопозитной. Если наладка в рассматриваемом направлении оппозитна, применяется модель (14), (17), но только ее часть в направлении рассматриваемого размера; для соопозитной – модель (18), (19), также только ее часть в направлении рассматриваемого размера.

Итак, используя две специальные модели для однородных по направлениям наладок: (14), (17) для оппозитных и (18), (19) для соопозитных наладок и принцип систематики неоднородных наладок по направлениям выполняемых размеров, можно расчетным путем определить величины полей рассеяния для всего класса двухсуппортных развернутых наладок.

Экспериментальное определение податливостей элементов технологической системы. Эксперимент предполагал измерение статической податливости. Для определения соответствующей податливости в направлениях x , y , z проводилось нагружение последовательной силой, после чего определялись перемещения в этих и других направлениях технологической системы (рис. 4). Нагружение и разгрузки элементов системы происходили постепенно. Наличие стыков и трение элементов технологической системы вызывают несовпадение кривых нагрузки и разгрузки.

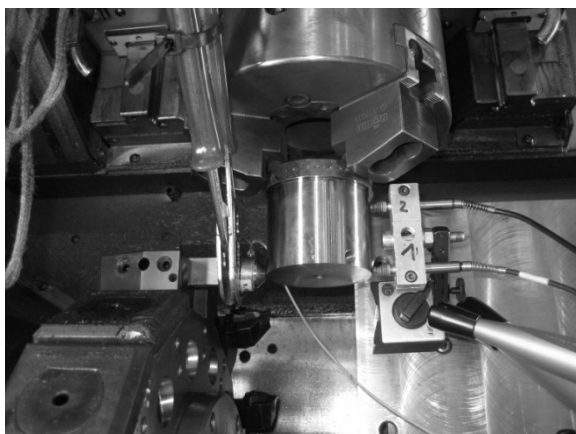
а) по оси X подсистемы 0 от P_y б) по оси X подсистемы 1 от P_x

Рис. 4. Фрагмент проведенного эксперимента по определению комплексной податливости подсистем 0 и 1

Замеры проводились на токарном станке INDEX V 160 с ЧПУ в Германии в Аахенской Высшей Технической Школе в лаборатории «Металлорежущие станки» на кафедре «Металлорежущие станки». Оборудование состоит из датчиков измерения силы (Kraftmessung – Kraftmessquarz Kistler Тип 9102 vorgespannt), усилителя нагружения (Ladungsverstaerker Kistler Тип 5004), измерения перемещений (Wegsensoren Solarton Тип AX/1/SH), усилителя результатов измерения (Messverstaerker HBM Тип MGCplus, Empfindlichkeit $100 \mu\text{m}/V$ oder $10 \mu\text{m}/V$), сигналприемателя (Signalaufnahme (National Instruments High Speed USD Carrier Тип Ni USD 9162, National Instruments Messkarte Тип Ni 9215, Filter: KEMO Тип VBF 8; Lowpass 10 Hz DC) и персонального компьютера (Laptop HP Compaq nx 8220, Software: Ni LabView).

Полученные значения позволили охарактеризовать податливость технологической системы в соответствующих осевых направлениях (рис. 5). На рис. 5 даны уравнения регрессии и достоверности. Для определения угловой податливости нагружение производилось моментом сил, а угловые перемещения определялись по линейному перемещению двух точек в одной плоскости (см. рис. 4).

В табл. 1 показаны значения поворотного момента и углов поворота и последовательность определения угловых податливостей для подсистемы 0 и 1. Угол поворота θ подсистем определяется по формуле [7]

$$\theta = \arctg(d_2 - d_1) / L, \tag{20}$$

где d_2 – упругое перемещение точки 1, мкм; d_1 – упругое перемещение точки 2, мкм; L – расстояние между точками 1 и 2, мм.

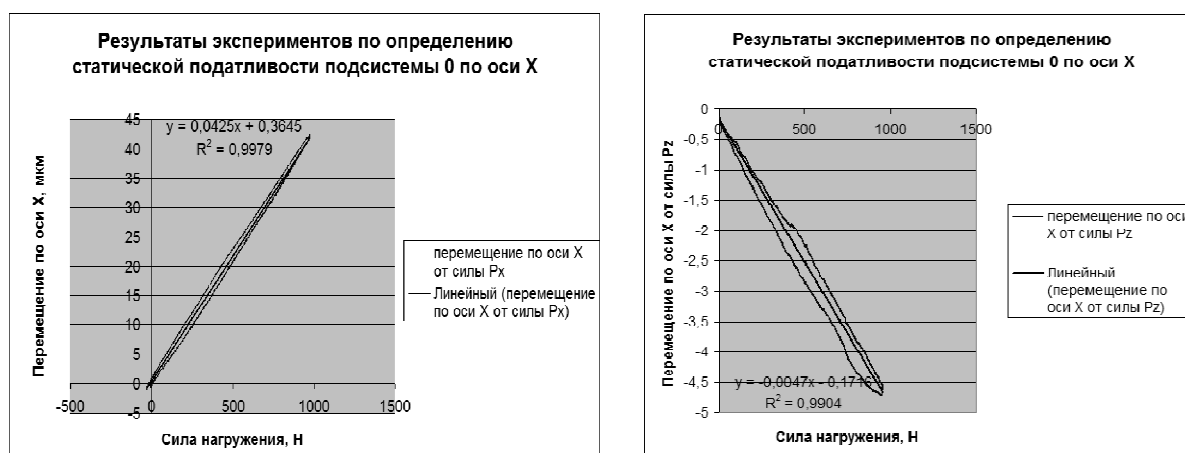


Рис. 5. Фрагменты результатов экспериментов по определению матрицы статической e податливости для плоско-параллельных перемещений подсистемы 0

Таблица 1

Угловые податливости подсистемы 0

Момент $M, N \cdot m$	Перемещение, мкм		Расстояние между точкой 1 и 2, мм	Угол, в радианах 10-3, rad	Угол, в градусах 10-3, град	Угловые податливости, 10-6 rad/N·m
	Точка 1	Точка 2				
0	0	0	46,5	0	0	0
17,7	0,0131145	0,0084182	46,5	-0,100995699	-5,786627278	-5,70597E-06
35,4	0,0258645	0,0166082	46,5	-0,199060212	-11,40531004	-5,62317E-06
53,1	0,0386145	0,0247982	46,5	-0,297124722	-17,02399258	-5,59557E-06

В табл. 2 и 3 приведена в качестве примера часть результатов экспериментов по определению комплексной податливости в соответствующих направлениях.

Таблица 2

Элементы матрицы статической e податливости для плоско-параллельных перемещений подсистемы 0 токарного станка INDEX V 160 с ЧПУ

Податливость	Значение, мкм/Н
e_{xx}^0 – податливость в направлении оси X от силы P_x ;	0,0425
e_{xy}^0 – податливость в направлении оси X от силы P_y ;	-0,0063
e_{xz}^0 – податливость в направлении оси X от силы P_z	-0,0047

Таблица 3

Элементы матрицы статической ξ угловой податливости подсистемы 1 токарного станка INDEX V 160 с ЧПУ

Податливость	Значение, рад/н·м
ξ_{xx}^1 – податливость в направлении оси X от силы P_x ;	$0,5 \times 10^{-6}$
ξ_{xy}^1 – податливость в направлении оси X от силы P_y ;	$0,1 \times 10^{-6}$
ξ_{xz}^1 – податливость в направлении оси X от силы P_z	$0,5 \times 10^{-6}$

Выводы

Предложены полнофакторные модели искажения и поля рассеяния выполняемых размеров многоинструментной обработки на станках-автоматах токарной группы, учитывающие податливость технологической системы по всем 6 степеням свободы и позволяющие тем самым учитывать угловые перемещения в технологической системе.

Разработана методология определения комплексной характеристики податливости технологической системы – матрицы координатных податливостей, характеризующие податливость подсистемы по координатным осям и их взаимовлияния и матрицы угловых податливостей, характеризующие сопротивляемость поворотам вокруг координатных осей и их взаимовлияния, и экспериментально определена комплексная характеристика податливости технологической системы – для каждой из подсистем комплекс из двух матриц.

На базе разработанных моделей имеется возможность выявлять степень влияния на точность обработки комплекса технологических факторов, включая структуру многоинструментной наладки, деформационные свойства подсистем технологической системы, режимы резания.

Разработанные модели позволяют прогнозировать точность обработки для заданных условий (структура наладки, свойства технологической системы, условия обработки), создавая методологическую базу САПР многоинструментной токарной обработки.

Литература / References

1. Кошин А.А., Юсубов Н.Д. Элементы матричной теории точности многоинструментной обработки в пространственных наладках. Вестник машиностроения. 2013. № 9. С. 13–17. [Koshin A.A., Yusubov N.D. [Elements of matrix theory of multitool processing accuracy in three-dimensional setups.]. *Bulletin of Machine-Building*, 2013, no. 9, pp. 13–17. (in Russ.)]
2. Yusubov N.D. Matrix Models of the Accuracy in Multitool Two-Support Setup. *Russian Engineering Research*, 2009, vol. 29, iss. 3, pp. 268–271. DOI: 10.3103/S1068798X09030125
3. Pimenov D.Y., Guzeev V.I., Koshin A.A. Elastic displacement of a technological system in face milling with tool wear. *Russian Engineering Research*, 2011, vol. 31, iss. 11, pp. 1105–1109. DOI: 10.3103/S1068798X11110219
4. Guzeev V.I., Pimenov D.Y. Cutting force in face milling with tool wear. *Russian Engineering Research*, 2011, vol. 31, iss. 10, pp. 989–993. DOI: 10.3103/S1068798X11090139
5. Pimenov D.Y., Guzeev V.I., Mikolajczyk T., Patra K. A study of the influence of processing parameters and tool wear on elastic displacements of the technological system under face milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, vol. 92, iss. 9–12, pp. 4473–4486. DOI: 10.1007/s00170-017-0516-6
6. Pimenov D.Yu., Guzeev V.I., Krolczyk G., Mia Mozammel, Wojciechowski S. Modeling flatness deviation in face milling considering angular movement of the machine tool system components and tool flank wear. *Precision Engineering*, 2018, vol. 54, pp. 327–337. DOI: 10.1016/j.precisioneng.2018.07.001
7. Hirsch A. *Werkzeugmaschinen: Anforderungen, Auslegung, Ausführungsbeispiele*. Wiesbaden, Springer Vieweg, 2016. 441 p. DOI: 10.1007/978-3-658-14249-0_2
8. Brecher C., Epple A., Neues S., Fey M. Optimal process parameters for parallel turning operations on shared cutting surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufactur.*, 2015, vol. 95, pp. 13–19. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2015.05.003
9. Tyler T.C., Troutman J.R., Schmitz T.L. A coupled dynamics, multiple degree of freedom process damping model, Part 1: Turning. *Precision Engineering*, 2016, vol. 46, pp. 65–72. DOI: 10.1016/j.precisioneng.2016.03.017
10. Budak E., Ozturk E. Dynamics and stability of parallel turning operations. *CIRP Ann. Manuf. Technol.*, 2011, vol. 60, iss.1, pp. 383–386. DOI: 10.1016/j.cirp.2011.03.028
11. Azvar M., Budak E. Multi-dimensional chatter stability for enhanced productivity in different parallel turning strategies. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2017, vol. 123, pp. 116–128. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2017.08.005
12. Ozturk E., Comak A., Budak E. Tuning of tool dynamics for increased stability of parallel (simultaneous) turning processes. *Journal of Sound and Vibration*, 2016, vol. 360, pp. 17–30. DOI: 10.1016/j.jsv.2015.09.009
13. Ardashev, D.V. Diagnostics of grinding by modal analysis. *Russian Engineering Research*, 2015, vol. 35, iss. 3, pp. 218–220. DOI: 10.3103/S1068798X15030053

14. Ардашев Д.В. Динамическая характеристика шлифовального круга. *Технология машиностроения*. 2010. № 5. С. 18–20. [Ardashev D.V. [Grinding wheel dynamic performance]. *Tekhnologiya Mashinostroeniya* [Mechanical Engineering Technology], 2010, no. 5, pp. 18–20. (in Russ.)]
15. A.A. Dyakonov, A.Kh. Nurkenov, I.V. Shmidt, A.S. Degtyareva, A.S. Ovsienko, A.D. Kazanskii. Static rigidity of numerically controlled lathes. *Russian Engineering Research*, 2017, vol. 37, iss. 7, pp. 622–625. DOI: 10.3103/S1068798X17070103
16. Sopeltzev A.V., Dyakonov A.A., Patra K. Dynamic model of material deforming under micro-grinding. *Procedia Engineering*, 2015, vol. 129, pp. 127–133. DOI: 10.1016/j.proeng.2015.12.020
17. Nguyen H.T., Wang H., Hu S.J. High-definition metrology enabled surface variation control by reducing cutter-spindle deflection. *9th ASME International Manufacturing Science and Engineering Conference (MSEC2014)*, Univ. Detroit, Michigan: Amer SOC Mechanical Engineers, 2014, Article Number: V001T04A038. DOI: 10.1115/MSEC2014-4017
18. Takasugi K., Morimoto Y., Kaneko Y., Suzuki N., Asakawa N. Improvement of machining accuracy for 3D surface machining with CNC lathe. *Journal of Advanced Mechanical Design Systems and Manufacturing*, 2018, vol. 12, iss. 4. DOI: 10.1299/jamdsm.2018yamdsm0089
19. Yang J.X., Asian D., Altintas Y. A feedrate scheduling algorithm to constrain tool tip position and tool orientation errors of five-axis CNC machining under cutting load disturbances. *CIRP journal of Manufacturing Science and Technology*, 2018, vol. 23, pp. 78–90. DOI: 10.1016/j.cirpj.2018.08.005
20. Takasugi K., Morimoto Y., Nakagaki K., Kaneko Y. Development of CAM system for 3D surface machining with CNC lathe. *Journal of Advanced Mechanical Design Systems and Manufacturing*, 2014, vol. 8, iss. 4, SI, Article Number: 14-00098. DOI: 10.1299/jamdsm.2014jamdsm0059
21. Chang Z.Y., Chen Z.Z.C., Wan N., Sun H.B. A new mathematical method of modeling parts in virtual CNC lathing and its application on accurate tool path generation. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2018, vol. 95, iss. 1–4, pp. 243–256. DOI: 10.1007/s00170-017-1202-4
22. Yang J.X., Altintas Y. A generalized on-line estimation and control of five-axis contouring errors of CNC machine tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2015, vol. 88, pp. 9–23. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2014.08.0034
23. Zeqiri F., Alkan M., Kaya B., Toros S. Experimental Research and Mathematical Modeling of Parameters Effecting on Cutting Force and Surface Roughness in CNC Turning Process. *9th International Conference on Tribology (Balkantrib' 17). IOP Conference Series-Materials Science and Engineering*. Turkey, IOP Publishing LTD., 2018, vol. 295, UNSP 012011. DOI: 10.1088/1757-899X/295/1/012011

Юсубов Низами Дамир оглы, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Технология машиностроения», Азербайджанский технический университет, г. Баку, nizami_yusubov@mail.ru.

Аббасова Хейран Муршид гызы, старший преподаватель кафедры «Технология машиностроения», Азербайджанский технический университет, г. Баку, time.goes@mail.ru.

Поступила в редакцию 6 февраля 2019 г.

DOI: 10.14529/engin190106

FULL FACTORIAL MODELS OF DIMENSIONAL ACCURACY OF MULTI-TOOL MACHINING ON AUTOMATIC TURNING MACHINES

N.D. Yusubov, nizami_yusubov@mail.ru,

H.M. Abbasova, time.goes@mail.ru,

Azerbaijan Technical University, Baku, Azerbaijan Republic

The paper presents the current development of the design theory of multi-tool machining on automatic turning machines. The existing processing error models take into account only plane-parallel displacements of subsystems of the technological system along the coordinate axes in the Cartesian coordinate system X, Y, Z.

This approach to modeling the formation of machining errors is valid for the parts that have equal-order dimensions in all coordinate directions. However, there are cases of machining parts with significantly different dimensions. In these cases, a significant contribution to the machining error can be made by turning the workpiece, especially in the directions of the prevailing dimensions. Therefore, these models have to take into account the angular movements of the workpiece exposed to the cutting forces. To this end, we developed a full factorial matrix model of distortion and dissipation field of multi-tool dual-carriage dimensioning. These models take into account a complex characteristic of compliance of the technological system, i.e., apart from the elastic properties (plane-parallel displacements of technological subsystems, their angular displacements around the base points), they also take into account the setup parameters for which its ductility is considered. Therefore, to form a complex characteristic of the subsystem ductility, we conducted experiments to determine the ductility of the subsystem in the technological system.

Actual matrix characteristics of ductility for a real machine make it possible to evaluate the practical applicability of the developed full-factorial matrix models of machining accuracy. As a result, it can allow us to identify the degree of influence on the machining accuracy of a complex of technological factors, including the structure of multi-tool set-up, deformation properties of the subsystems in the technological system, and cutting modes.

Keywords: matrix model of accuracy, full factorial model, plane-parallel displacements, angular displacements, matrices of coordinate ductilities, matrices of angular ductilities, dissipation fields.

Received 6 February 2019

ОБРАЗЕЦ ЦИТИРОВАНИЯ

Юсубов, Н.Д. Полнофакторные модели точности выполняемых размеров многоинструментной обработки на станках-автоматах токарной группы / Н.Д. Юсубов, Х.М. Аббасова // Вестник ЮУрГУ. Серия «Машиностроение». – 2019. – Т. 19, № 1. – С. 56–67. DOI: 10.14529/engin190106

FOR CITATION

Yusubov N.D., Abbasova H.M. Full Factorial Models of Dimensional Accuracy of Multi-Tool Machining on Automatic Turning Machines. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Mechanical Engineering Industry*, 2019, vol. 19, no. 1, pp. 56–67. (in Russ.) DOI: 10.14529/engin190106