

Григорьев В.Ф., Горбунов В.П., Архутик С.В.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ШПИНДЕЛЬНОМ УЗЛЕ ФРЕЗЕРНОГО СТАНКА

Введение. В балансе погрешностей обработки на металлорежущих станках значительную долю занимают погрешности, обусловленные тепловыми деформациями. При работе станка происходит неравномерный нагрев его механизмов и деталей, вызывающий изменение их размеров, формы и относительного положения в пространстве. Для фрезерных станков это приводит к изменению положения оси шпинделя относительно стола, изменению координат нулевой точки станков с ЧПУ, отклонению от прямолинейности перемещения подвижных органов станка, нарушению стабильности работы систем обратной связи и др. [1].

Повышение верхнего предела частот вращения шпинделей современных станков до 20000 мин⁻¹ и выше делает их важным источником тепловыделения и погрешности обработки деталей. При этом тепловые деформации станков с вертикальным расположением шпиндельного узла (ШУ) превышают аналогичный показатель для станков горизонтальной компоновки.

Цель и задачи исследования. При проектировании станков с высокоскоростными ШУ полезно иметь инструмент оценки возможных тепловых деформаций, позволяющий сравнивать конструктивные варианты по теплоустойчивости. Технологической задачей можно считать диагностирование и прогноз тепловых смещений ШУ в зависимости от режимных параметров. Целью настоящего исследования является создание программного обеспечения для расчета тепловых смещений ШУ вертикальной компоновки и его экспериментальная проверка.

Методика исследования. Для оценки точности ШУ был принят характеристический вектор $R(\Delta x, \Delta y, \Delta z)$, являющийся интегральным показателем погрешностей положения шпинделя [2]. Начало вектора находится в опорной точке на пересечении оси шпинделя с плоскостью установочной базы переднего конца шпинделя.

Приближенная оценка тепловых смещений переднего конца шпинделя может быть осуществлена по деформациям характерных размеров. Суммарные смещения под действием тепловых деформаций рассматриваются в направлениях осей координат X, Y, Z (для удобства расчет сводится к решению плоских размерных цепей) и определяются как линейные деформации деталей станка при нагреве их до избыточной температуры $\Delta\vartheta$ (разности избыточных температур характерных тепловых точек ШУ), а также деформациями от угловых поворотов базовых элементов станка:

$$\Delta(x, y, z) = \beta_T(X_i, Y_i, Z_i) \cdot \Delta\vartheta + \varphi(x, y) \cdot Z_i,$$

где β_T – коэффициент линейного расширения;

X_i, Y_i, Z_i – соответственно характерные размеры элементов ШУ (при $\Delta\vartheta = 0$) относительно которых неравномерно изменяется температура и рассматриваемых в соответствующих направлениях осей координат;

$\varphi(x, y)$ – угловой поворот ШУ в соответствующем направлении в рассматриваемой плоскости (для шпиндельного узла вертикальной компоновки в плоскостях: XOZ – для направления вдоль оси координат X ; YOZ – для направления вдоль оси координат Y).

Модели для определения тепловых смещений шпинделя представляют собой функции разности температур $\Delta\vartheta_{(T)}$ характерных тепловых точек, изменяющиеся во времени τ [3].

Точность прогнозирования с использованием таких зависимостей вполне достаточна для приближенной оценки тепловых смеще-

ний шпинделя и для сравнительной оценки вариантов конструкции на начальной стадии проектирования.

Исходя из предложенной модели, прогнозный расчет теплового смещения ШУ выполнялся в следующей последовательности:

- определялся коэффициент теплоотдачи h (Вт/м²·°С), характеризующий условия теплообмена между поверхностью шпинделя и сопрягающимся с ней минеральным маслом;
- вычислялось значение критерия Био Bi , характеризующего конструктивные особенности ШУ;
- рассчитывался суммарный момент трения M_T (Н·мм), момент трения холостого хода M_0 , зависящий от типа подшипников, момент трения M_1 , зависящий от нагрузки на подшипник;
- определялась мощность тепловыделения в подшипниках Q_1, Q_2 (Вт), в передней и задней опоре соответственно;
- рассчитывались тепловые смещения шпинделя Δ (мкм);
- вычислялась средняя температура ШУ ϑ_{cp} и температура в текущей точке ϑ_z .

В соответствии с изложенной методикой составлен алгоритм расчета теплового смещения ШУ. На рис. 1 представлена блок-схема расчета смещения в направлении координаты Z , как лимитирующего направления для фрезерных станков с вертикальной компоновкой ШУ в части обеспечения точности размера и формы при обработке плоскостей концевыми и торцовыми фрезами.

Составленная на основе алгоритма программа расчета тепловых смещений формообразующих узлов станка содержит выпадающее меню с перечислением основных узлов, для которых возможно произвести расчет тепловых смещений. Для выполнения расчета тепловых смещений шпиндельного узла в "Меню" выбираем вкладку "Шпиндельные узлы". Появляется окно, в котором необходимо ввести исходные данные: способ осевого закрепления шпинделя (из раскрывающегося списка); длину шпинделя L ; длину консольной части шпинделя L_1 ; средний диаметр шпинделя d ; координату текущей точки Z_i ; частоту вращения шпинделя n ; тип опор (из раскрывающегося списка); средние диаметры передней $d_{ср1}$ и задней опор $d_{ср2}$, тип смазывания опор и марку масла.

Далее, в соответствии с зависимостями, приведенными на блок-схеме (рис. 1), производится расчет коэффициента теплоотдачи h , значения критерия Био Bi , момента трения M_0 , момента трения холостого хода M_0 и полезного момента M_1 , мощности тепловыделения в передней Q_1 и задней Q_2 опорах, теплового смещения переднего торца шпинделя Z , температурного поля T в характерной точке Z_i . В качестве примера, результаты расчетов для ШУ широкоуниверсального консольно-фрезерного станка выведены в нижней части окна на рис. 2.

Для перехода в главное меню используется кнопка "Выход" в расчетном окне. Для завершения работы с программой в меню используется кнопка "Выход" или комбинация кнопок $Ptr+X$.

Таким образом, полученные результаты аналитического расчета рассматриваемой модели ШУ позволяют: выбирать его конструктивные параметры, способ крепления и конструкцию опор, оптимальный режим работы станка и режим смазывания по критерию минимума тепловых деформаций. Переход соответственно к смещениям вдоль координат X и Y позволяет прогнозировать и суммарные смещения - характеристического вектора R .

Григорьев Владимир Федорович, к.т.н., доцент кафедры машиноведения Брестского государственного технического университета.
Архутик Виктор Петрович, магистрант кафедры машиноведения Брестского государственного технического университета.
Беларусь, 224017, г. Брест, ул. Московская, 267.

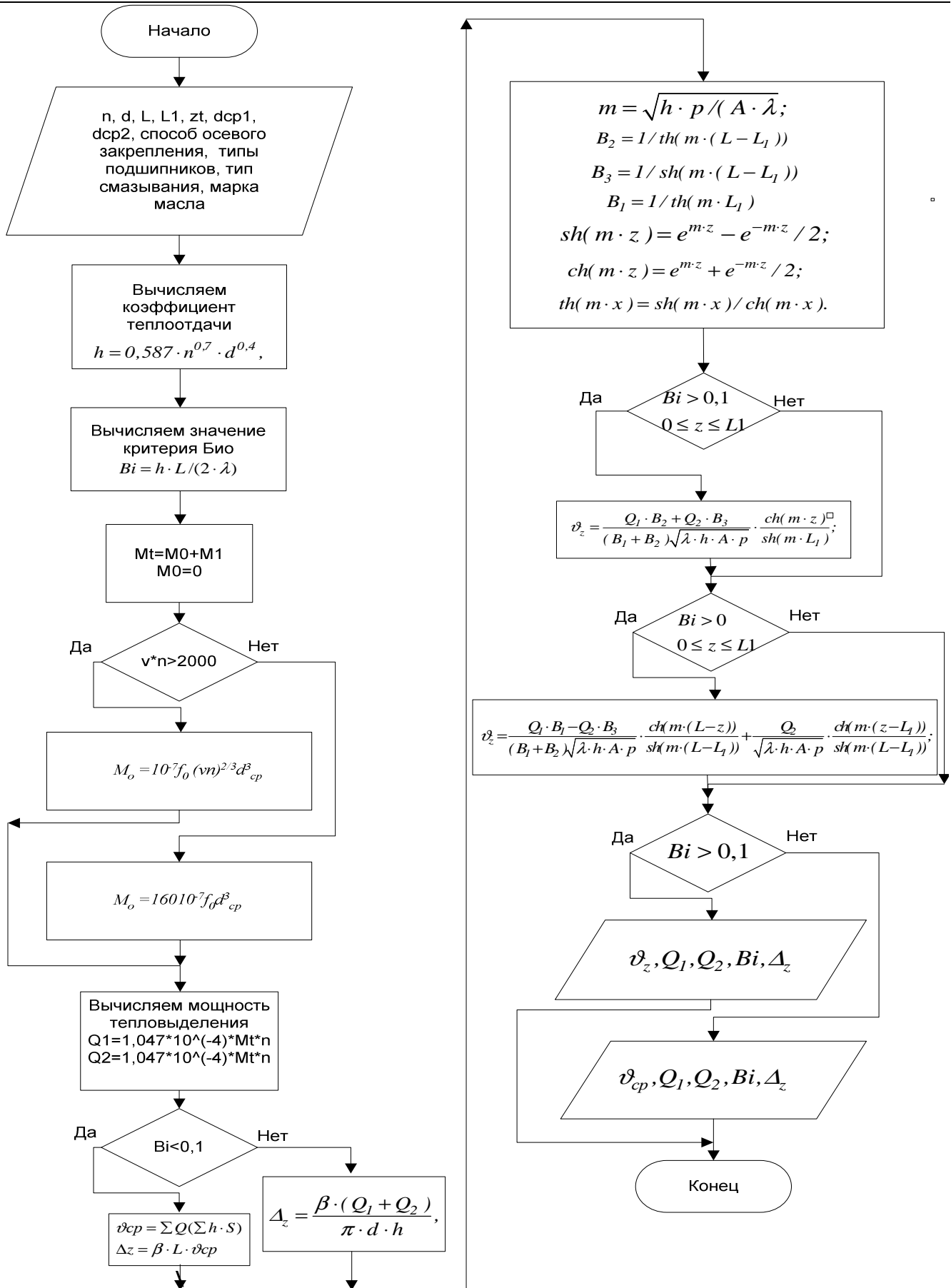


Рис. 1. Алгоритм расчета смещения переднего торца шпинделя

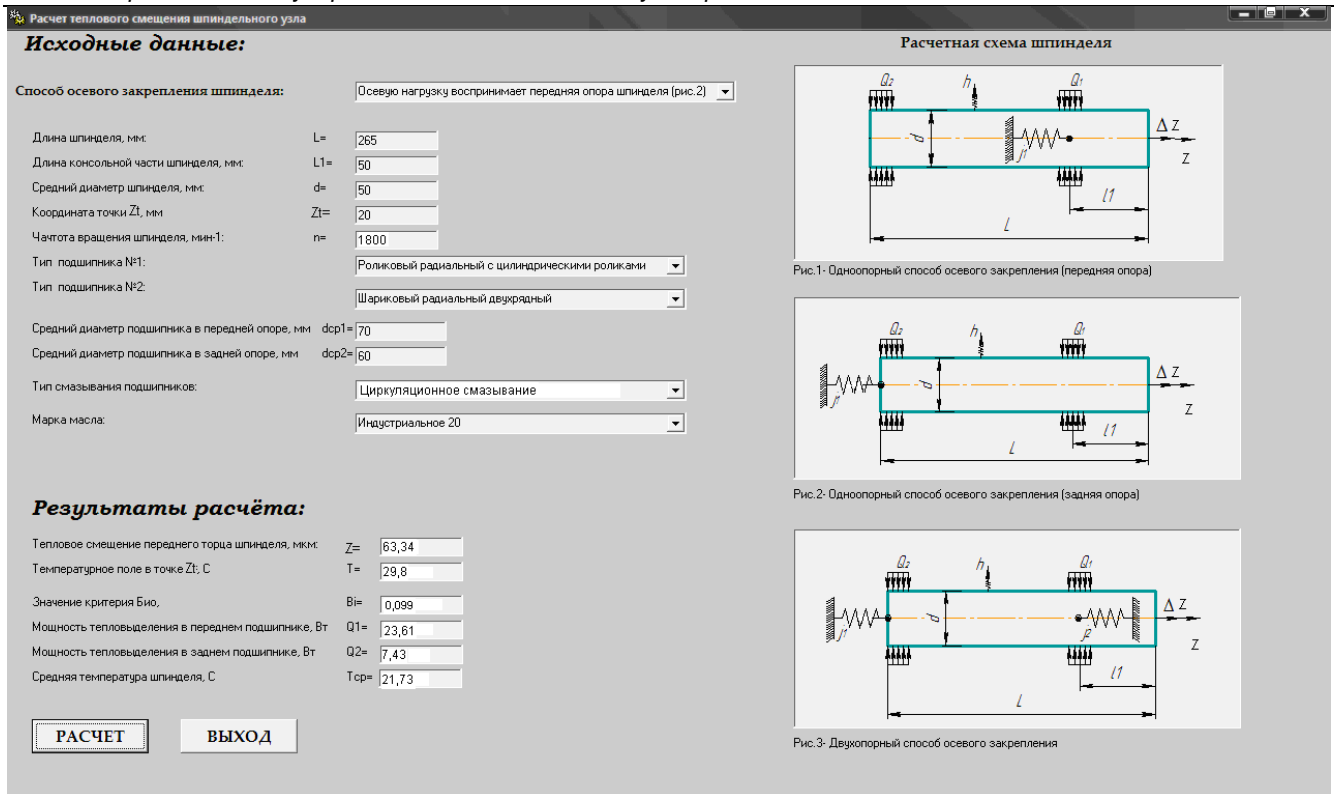


Рис. 2. Результаты расчета

Полученные результаты. Для проверки влияния тепловых деформаций ШУ на точность станка, а также достоверности расчетов проводились экспериментальные исследования вертикально-фрезерного станка. В качестве объекта исследования использовался консольно-фрезерный широкоуниверсальный станок мод.6Т80Ш. В передней и задней опорах вертикального шпинделя выбраны и смонтированы подшипники таким образом, что осевые нагрузки, действующие на шпиндель, воспринимаются только задней опорой. Результаты теоретических и предварительных экспериментальных исследований показали степень влияния источников тепловыделения на возникновение тепловых деформаций, возникающих в вертикальном ШУ станка 6Т80Ш (шпиндельные опоры, зубчатые передачи и тепло, поступающее от электродвигателя), и выявили характерные точки и размеры для их оценки.

В корпусе вертикальной шпиндельной головки (ШГ) станка в характерных точках в соответствии со схемой (рис. 3) были размещены термопреобразователи сопротивления ТСП – 1098 измерительного комплекса «Сосна-004»: по одному датчику вдоль оси шпинделя возле подшипников (преобразователи t1, t2, t3). Преобразователь t1 был расположен около наружного кольца передней подшипниковой опоры шпинделя, преобразователи t2 и t3 были размещены вдоль оси шпинделя в непосредственной близости от задних опор. Для подтверждения предположения о термосимметричности станка относительно плоскости ZOY в нижней части ШГ были установлены преобразователи t4, t5 и t6. Преобразователь t7 помещался в внутри корпуса ШГ для измерения температуры масла, а t8 – вблизи станка на воздухе.

На основе анализа источников тепловыделений были разработаны схемы расстановки средств измерения тепловых деформаций отдельных элементов ШГ и ШУ – измерительные преобразователи с ценой деления 0,001мм И1–И5 (рис.3). При испытаниях измерялись следующие смещения: шпинделя в направлениях осей координат X, Y, Z (И4, И3, И1), ШГ в направлениях осей координат Y (И5), Z (И2). Исследования проводились по методике ускоренных испытаний [4], которая позволяет за сравнительно короткое время установить характер изменения и величины установившихся тепловых деформаций. Для определения верхней границы существования изменяемых

параметров принималась максимальная частота вращения вертикального шпинделя на холостом режиме (n=1800 мин⁻¹), замеры пространственных смещений и температуры в фиксированных точках осуществлялись через равные промежутки времени.

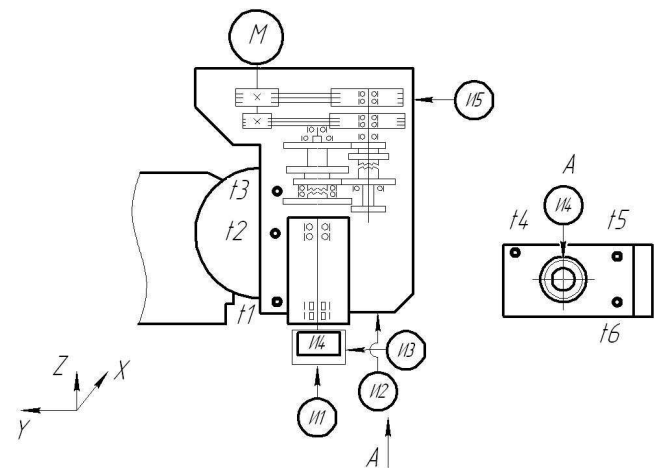


Рис. 3. Схема измерения тепловых деформаций ШУ

По полученным данным (не менее чем трех реализаций) были построены графики зависимостей средних значений смещений шпинделя и изменения температуры характерных точек от времени (рис. 4).

Как показывает эксперимент, смещение шпинделя в осевом направлении и увеличение его температуры зависят от времени его работы. Из графиков видно, что в начальный период работы станка существует неустановившийся тепловой режим, поэтому тепловое поле будет являться нестационарным. Через 40 минут работы станка происходит стабилизация теплообмена в ШУ, т.е. температура деталей ШУ перестает меняться в функции времени, тепловое поле ШУ становится стационарным. Также подтверждена термосимметричность конструкции шпиндельной головки относительно плоскости ZOY (см. рис. 4).

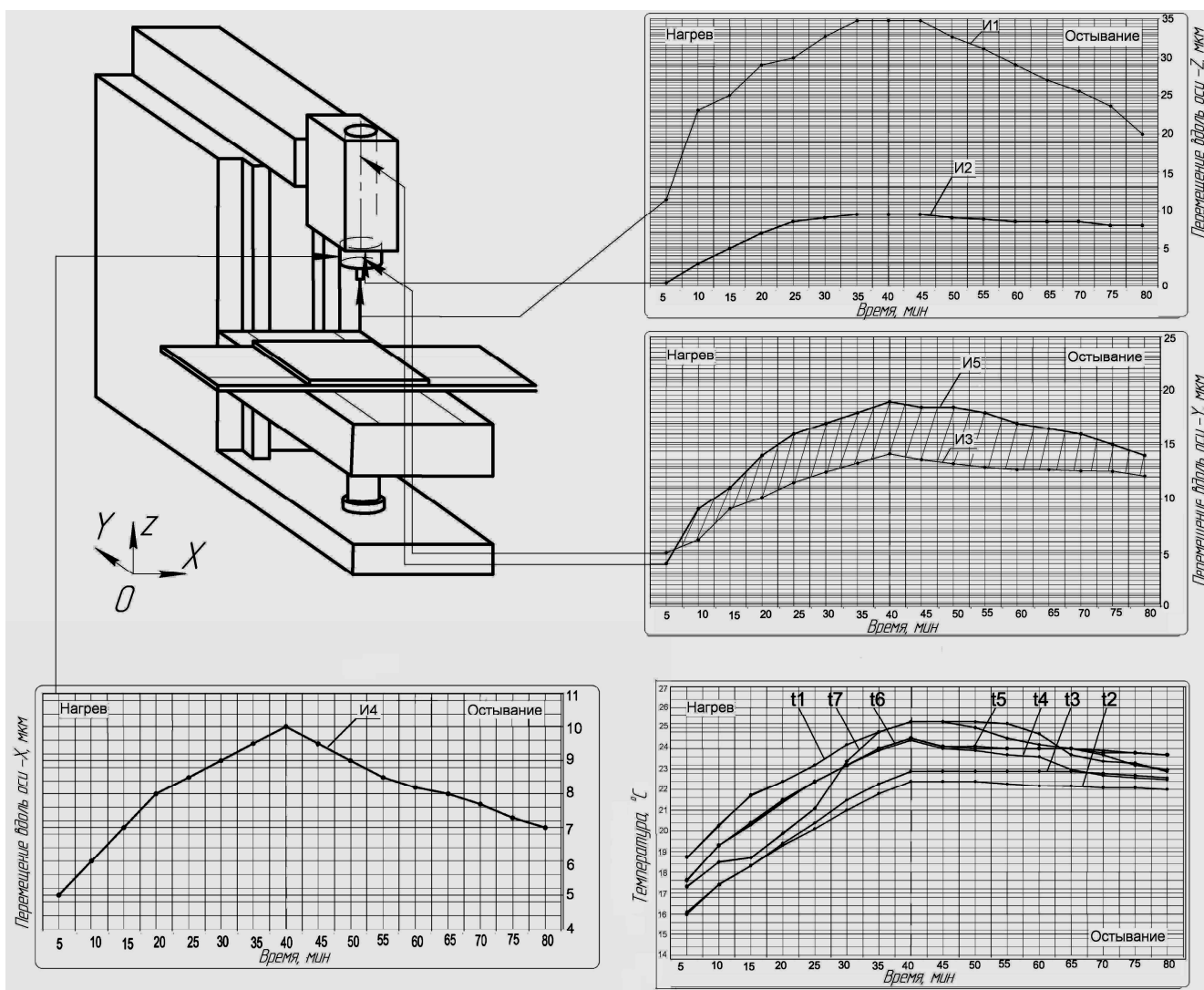


Рис. 4. Графики смещения переднего конца шпинделя и ШГ под действием тепловых деформаций и изменения температуры в контролируемых точках

По полученным данным преобразователя t1 видно, что наибольшее тепловыделение $t_{1\max}=25,3$ °P отмечается в передней опоре, при этом тепло отводится главным образом через шпиндель и стенки ШГ.

В результате средних избыточных температур нижняя часть шпиндельной головки отклонилась в направлении оси Z от первоначального положения на $\Delta Z_2=-9,5$ мкм, при этом максимальное перемещение шпинделя в том же направлении достигло $\Delta Z_1=-35$ мкм. Анализ тепловых деформаций показывает, что смещение шпинделя происходит по закону близкому к экспоненциальному. Сравнивая законы изменения смещений и температур можно выявить диагностические признаки состояния шпинделя с последующим прогнозированием [5].

Как следует из приведенных графиков, максимальные отклонения шпинделя составили: в направлении оси Y $\Delta Y_3 = -13,5$ мкм, в направлении оси X $\Delta X = -10$ мкм значительно меньше отклонений шпинделя в осевом направлении. Смещение шпинделя в направлении -Y в начальный период времени незначительно, а затем происходит его рост при сохранении постоянного знака. Смещение же шпинделя в направлении X имеет закономерный медленно возрастающий характер и характеризуется тепловым расширением головки.

В результате работы станка на холостом ходу верхняя часть ШУ нагревается больше чем нижняя, что вызвано мощными тепловыделениями в коробке скоростей, электродвигателе, подшипниках. Более сильный нагрев верхней части ШУ приводит к смещению и повороту шпинделя вокруг оси X, что повлияет на пространственное расположение инструмента относительно обрабатываемой детали.

Из графика видно, что если смещение шпинделя вдоль оси Z стабилизировалось через сравнительно небольшой промежуток времени, то угловой поворот в плоскости ZOY по показаниям И5-И3 (заштрихованная часть графика) будет возрастать, то есть в суммарном смещении будут преобладать деформации от угловых поворотов.

На основании полученных выходных параметров точности ШУ ΔX , ΔY , ΔZ зафиксирован максимальный суммарный вектор смещения R(-10;-13,5;-35), мкм.

Таким образом, прогнозируется нестабильность получаемых при обработке деталей размеров (возможно снижение точности обработки до 10 квалитета в зависимости от направления движения стола и времени обработки, а также величины перемещения). Кроме того, необходимо учитывать возможность получения погрешностей формы в виде отклонений от перпендикулярности и параллельности получаемых поверхностей относительно базовых при подаче вдоль направления X. При подаче детали вдоль направления Y угловой наклон ШУ не вызывает погрешности формы.

Заключение. Можно выделить следующие результаты проведенного исследования и вытекающие из них выводы.

1. Разработано программное обеспечение для автоматизированного расчета тепловых деформаций шпиндельного узла, позволяющее с относительно высокой точностью моделировать оптимальную конструкцию ШУ, а также прогнозировать выходные характеристики точности станка.

2. Экспериментальным исследованием тепловых деформаций ШУ станка мод.6Т80Ш установлены основные факторы, влияющие на возникновение линейного и углового смещения оси шпинделя.
3. Полученные экспериментальные зависимости хорошо согласуются с расчетными данными и позволяют дать рекомендации по снижению теплового воздействия на ШУ на стадии проектирования, а также диагностировать состояния станка с последующей компенсацией погрешностей при эксплуатации.
3. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем: справочник-учебник: в 3-х т. Расчет и конструирование узлов и элементов станков / Под общ. ред. А.С. Проникова. – М.: Изд-во МГТУ им. Баумана, 1995. – Т.1. – 444 с.
4. Горбунов, В.П. Исследование влияния теплового режима на точность многоцелевого станка с ЧПУ / В.П. Горбунов, В.Ф. Григорьев // Новые технологии в машиностроении и вычислительной технике: труды X научно-техн. конф. профессорско-преподавательского состава, аспирантов и студентов / Брест. политехн. ин-т. – Брест: БПИ, 1998. – Ч. I. – С. 12–17.
5. Горбунов, В.П. Диагностирование тепловых деформаций многоцелевого станка с ЧПУ / В.П. Горбунов, В.Ф. Григорьев, А.Н. Рудюк // Вестник БрГТУ: Машиностроение. – 2008. – №4(52) – С. 34–37.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Соколов, Ю.Н. Температурные расчеты в станкостроении. – М.: Машиностроение, 1968. – 78 с.
2. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем: справочник-учебник: в 3-х т. Расчет и конструирование узлов и элементов станков / Под общ. ред. А.С. Проникова. – М.: Изд-во МГТУ им. Баумана, 1995. – Т.2. – Ч.1. – 671 с.

Материал поступил в редакцию 29.10.10

GRIGORYEV V.F., GORBUNOV V.P., ARCHUTIK S.V. Research of thermal processes in spindle unit of the milling machine tool

The results settlement and experimental research of influence of thermal deformations on an example spindle unit universal milling of the machine tool of model 6Т80Ш are given. The developed software for the automated account of thermal deformations allows with enough high accuracy to simulate an optimum design шпиндельного of unit and to predict the target characteristics of his accuracy.

УДК 621.941-529.004

Туромша В.И., Мищенко С.Н.

МОДЕЛИРОВАНИЕ СТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТА ПРИ ОБРАБОТКЕ С ПЕРЕМЕННОЙ СКОРОСТЬЮ РЕЗАНИЯ КОНТУРОВ, ЗАДАНЫХ СПЛАЙНАМИ

Введение. Аналитическое определение периода стойкости и величины износа инструмента является одной из актуальных задач технологии машиностроения, в частности, при математическом моделировании процессов обработки деталей на металлорежущих станках. Ее решение в условиях стационарного резания не вызывает трудностей и подробно описано в технической литературе [1].

При токарной обработке сложных контуров процесс резания является нестационарным, поскольку скорость резания V (м/мин) непрерывно изменяется в соответствии с изменением диаметра d (мм) обрабатываемой поверхности:

$$V = \frac{\pi d n}{1000},$$

где n – частота вращения шпинделя, мин^{-1} .

В работе [2] для нестационарных процессов резания с переменной скоростью резания получена математическая модель, позволяющая определить период стойкости T и величину износа резца h_p :

$$\begin{cases} T = C_T t^x S_o^y \frac{\tau_k - \tau_n}{\int_{\tau_n}^{\tau_k} \frac{d\tau}{v^\mu}} = C_T t^x S_o^y \left(\frac{\pi n}{1000} \right)^\mu \frac{\tau_k - \tau_n}{\int_{\tau_n}^{\tau_k} \frac{d\tau}{d^\mu}} \\ h_p = C_V t^q S_o^u \times \int_{\tau_n}^{\tau_k} v^m d\tau = C_V t^q S_o^u \left(\frac{\pi n}{1000} \right)^m \times \int_{\tau_n}^{\tau_k} d^m d\tau \end{cases}, \quad (1)$$

где $C_T, C_V, x, y, \mu, q, u, m$ – эмпирические параметры в степенных зависимостях для определения периода стойкости T и скорости изнашивания V_h инструмента при стационарном резании, т.е. $T = C_T t^x S_o^y v^\mu$ и $V_h = C_V t^q S_o^u v^m$ [3]; τ_n и τ_k – соответственно время начала и конца обработки элементарной поверхности; t и S_o – соответственно глубина резания (мм) и подача (мм/об).

Возможность точного решения модели (1) и его трудоемкость определяется формой уравнения, описывающего обрабатываемый контур. В работе [2] получены решения лишь для отдельных элементарных поверхностей (конической, торцевой, сферической), образующая которых задана соответствующим математическим уравнением линии (прямой или кривой). В связи с этим представляет интерес разработка универсального алгоритма решения модели (1) для поверхности любой сложности, что облегчит его практическое

использование. Особенно важно это для контуров, аппроксимированных сплайнами, которые широко используются при разработке управляющих программ для станков с ЧПУ.

Определение T и h_p при задании обрабатываемого контура уравнением в общем виде. Из выражений (1) следует, что переменным параметром является диаметр обработки d , который, в свою очередь, определяется геометрией поверхности обрабатываемой детали. В общем случае при обработке контура (рис. 1), заданного в декартовых координатах уравнением $Y = f(X)$, диаметр обработки в любой момент времени равен $d = 2Y = 2f(X)$. Длина перемещения вершины резца вдоль образующей обрабатываемой поверхности за время τ определяется выражением:

$$L = n S_o \tau = \int_0^x \sqrt{1 + [f'(X)]^2} dx,$$

где $f'(X)$ – первая производная от функции $f(X)$; x – приращение координаты вершины резца по оси X .

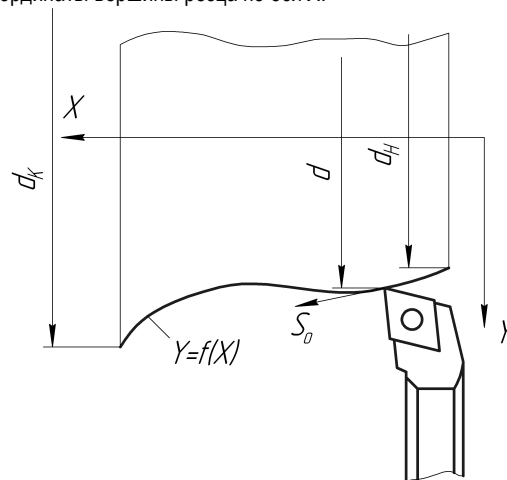


Рис. 1. Токарная обработка контура, заданного уравнением $Y = f(X)$

Тогда время резания равно: