

В. В. Постнов, Е. Н. Малахов, С. В. Старовойтов, А. Ю. Федоровцев, Н. Ф. Измайлова

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД КОМПЕНСАЦИИ ПОГРЕШНОСТИ МЕХАНООБРАБОТКИ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ НА МЕХАТРОННОМ СТАНОЧНОМ ОБОРУДОВАНИИ

Рассмотрены методы повышения точности обработки лопаток ГТД. Предложен расчетно-экспериментальный метод компенсации погрешности механообработки. Получена модель зависимости радиальной составляющей силы резания при изменении параметров фрезерования. *Блиск; лопатка; упругие перемещения; коррекция; радиальная составляющая силы резания*

ВВЕДЕНИЕ

Совершенствование технологических процессов изготовления лопаток газотурбинных двигателей (ГТД) прежде всего должно решать задачу повышения экономических показателей процесса, а именно: увеличения коэффициента использования материала (КИМ); снижения трудоемкости изготовления деталей и затрат на технологическую подготовку производства [1].

Современное российское авиадвигателестроение в последние годы претерпевает значительные изменения в связи с разработкой следующего поколения ГТД. Помимо применения новых материалов также изменяются конструкции деталей и сборочных единиц. В связи со стремлением к уменьшению массы, увеличению жесткости, а также повышению надежности и долговечности узлов ГТД многие сборочные единицы выполняются как одна деталь. В качестве примера можно привести моноколесо турбины высокого давления. Однако в случае изготовления детали такого типа из цельной заготовки КИМ является неудовлетворительным, поэтому в настоящее время все чаще применяется сварное соединение лопаток с диском в детали типа «Блиск».

Контактная информация: 8(347)273-05-26

Работа выполнена в рамках проекта «Создание технологий и промышленного производства узлов и лопаток ГТД с облегченными высокопрочными конструкциями для авиационных двигателей новых поколений» (шифр 2010-218-01-133) в рамках реализации Постановления № 218 Правительства РФ от 9.04.2010 г. «О мерах государственной поддержки развития кооперации российских высших учебных заведений и организаций, реализующих комплексные проекты по созданию высокотехнологичного производства».

Механообработка деталей ГТД типа «Блиск» значительно усложняется по сравнению с изготовлением моноколес из цельных заготовок, а также с поддетальной обработкой лопаток и диска. При обработке сварного блиска необходимо точно базировать заготовку на станке не только по торцу и оси диска, но и в угловом положении. Поскольку лопатка имеет малую жесткость, то при ее обработке возникает погрешность от упругих перемещений под действием силы резания. Если в случае поддетальной обработки возможно применение специализированных приспособлений, то при обработке сварного блиска такая возможность без остановки управляющей программы (УП) отсутствует.

В данной работе были рассмотрены методы повышения точности механообработки лопаток ГТД за счет учета погрешности, обусловленной упругой деформацией пера под действием силы резания, и предложен расчетно-экспериментальный метод компенсации погрешности механообработки.

ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ЧАСТЬ

Существуют два варианта выполнения механической обработки профиля пера лопатки:

- пооперационная обработка спинки и корыта;
- одновременная обработка спинки и корыта.

К преимуществам первого варианта следует отнести требование к меньшим по сравнению со вторым вариантом размерам рабочего пространства станка. Однако второй вариант исключает переустановку детали и, как следствие, вызываемую этим погрешность.

В зависимости от схемы закрепления и базирования заготовки фрезерование по обоим

вариантам можно вести продольными или поперечными строками. Для обеспечения требуемой точности обработки необходимо соблюдать следующие обязательные условия:

- использование при обработке профиля пера лопаток 5-координатных фрезерных центров;
- осуществление процесса резания на режимах и по траекториям, которые обеспечивают постоянное значение погрешности обработки.

Наличие в станке пяти одновременно управляемых координат является обязательным не только для создания технологических траекторий инструмента, совпадающих с теоретическим профилем детали в пределах допуска на его изготовление, но и для обеспечения постоянства скорости резания.

Второе условие вытекает из развития первого и заключается в разработке алгоритма изменения условий резания и траектории, гарантирующих погрешность детали в пределах допуска на ее изготовление.

Фрезерный станок МТЕ 500V/5 имеет 5 управляемых координат. Структурная формула компоновки данного станка по Ю. Д. Врагову [2] имеет следующий вид: CAOXYZ. Внешний вид компоновки представлен на рис. 1.

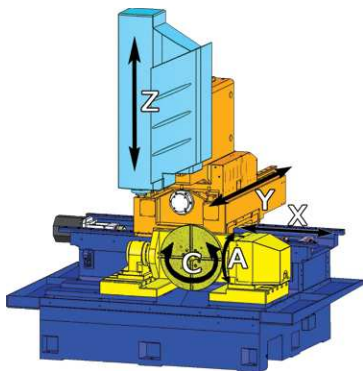


Рис. 1. Компоновка станка МТЕ 500V/5

Для апробации технологии механообработки блиска, а также для испытаний сварного соединения лопатки с диском разработан техпроцесс изготовления экспериментальных образцов. Заготовка образца представляет собой прямоугольный параллелепипед, имитирующий диск моноколеса, с призматическим выступом, в сечении повторяющим профиль пера лопатки. К призматическому выступу приварено перо лопатки ГТД, имеющее вблизи шва технологические плоскости. Внешний вид образца представлен на рис. 2.

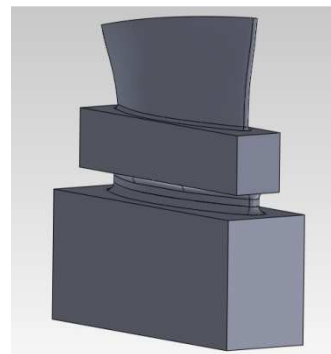


Рис. 2. Заготовка образца, имитирующего сварное соединение диска и лопатки в блиске

Для закрепления и базирования заготовки используется универсальное приспособление – тиски, установленные на глобусном столе станка МТЕ 500V/5. Базирование осуществляется по трем плоскостям заготовки, имитирующей диск моноколеса. Схема базирования изображена на рис. 3.

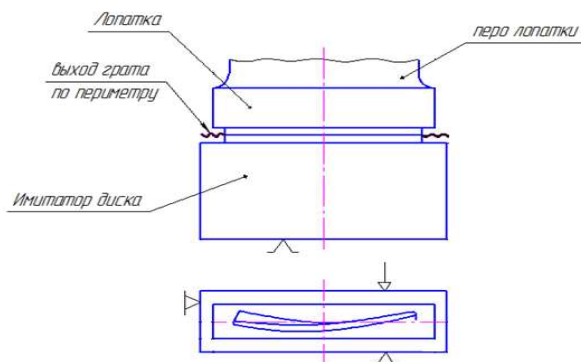


Рис. 3. Схема базирования заготовки образца на станке МТЕ 500V/5

Обработка пера лопатки ГТД на станке МТЕ 500V/5 ведется одновременно по спинке и крыты поперечными строками.

1.1. Расчет погрешности обработки пера лопатки ГТД на станке МТЕ 500V/5

Перо лопатки формируется в процессе его фрезерования концевой фрезой. В случае обработки пера поперечными строками лопатка вращается вокруг оси Z, а фреза перемещается при прохождении каждой строки в направлениях Y и X с подачей S. В соответствии с данным алгоритмом составлена расчетная схема для определения условий обеспечения геометрической точности пера, представленная на рис. 4.

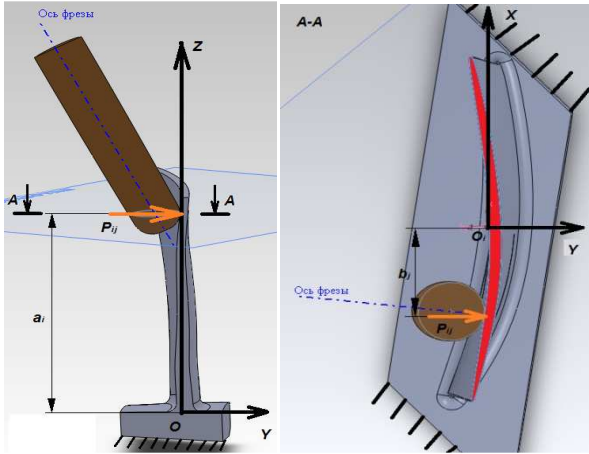


Рис. 4. Расчетная схема определения условий обеспечения геометрической точности пера лопатки ГТД при обработке на станке МТЕ 500V/5

Согласно расчетной схеме, приведенной на рис. 4, учитывается изгиб и скручивание лопатки как упругой консольно закрепленной балки. Поскольку сечения профиля пера в направлениях осей X и Y существенно различаются по моментам инерции J_X и J_Y , причем $J_X \gg J_Y$, то и деформации в направлении Y (δ_Y) значительно больше деформаций в направлении X (δ_X), т. е. $\delta_Y \gg \delta_X$. Это позволяет пренебречь при расчетах окружной и осевой составляющими силы резания. В дальнейшем учитывается лишь радиальная составляющая силы резания, обозначенная на расчетной схеме P_{ij} и определяемая по формуле (1).

$$P_{ij} = 0,5 \cdot C_P \cdot v_{pi}^x \cdot S_i^y, \quad (1)$$

где C_P , x , y – коэффициенты степенных функций силы резания от скорости и подачи, определенные экспериментально. Для фрезерования титановых сплавов принимают $x = 0,15..0,2$; $y = 0,65..0,7$; $C_P = (3,1..3,4) \cdot 10^4$ [1].

Таким образом, перемещение пера лопатки от изгиба в направлении Y можно определить по формуле [3]:

$$\delta_Y = \frac{P_{ij} \cdot a_i^3}{3 \cdot E \cdot J_X},$$

где P_{ij} – радиальная сила резания в i -м сечении в j -м положении от центра масс данного сечения; a_i – высота i -го сечения обработки от основания лопатки; E – модуль упругости I рода для материала лопатки. Для титановых сплавов принимают $E = 100$ ГПа [3]; J_X – момент инерции сечения лопатки относительно оси X .

Перемещение пера лопатки от скручивания в направлении Y определяется по формуле [1]:

$$\delta_{кр} = \frac{P_{ij} \cdot b_j^2 \cdot a_i}{G \cdot J_p}, \quad (1)$$

где P_{ij} – радиальная сила резания в i -м сечении в j -м положении от центра масс данного сечения; b_j – расстояние от фрезы в j -м положении по оси X до центра масс i -го сечения; G – модуль упругости II рода для материала лопатки. Для титановых сплавов принимают $G = 40$ ГПа [3]; J_p – полярный момент инерции сечения лопатки.

Суммарное перемещение в точке обработки пера лопатки в направлении Y находится по формуле (4).

$$\delta = \delta_Y + \delta_{кр} = \frac{P_{ij} \cdot [G \cdot J_p \cdot a_i^3 + 3 \cdot E \cdot J_X \cdot b_j^2 \cdot a_i]}{3 \cdot E \cdot G \cdot J_X \cdot J_p}. \quad (4)$$

Возникающие при фрезеровании упругие перемещения пера лопатки приводят к погрешности обработанного профиля, причем в различных точках величина данной погрешности будет непостоянна. Использование специальных приспособлений, повышающих жесткость заготовки, не всегда рационально. Иногда оно неприменимо вовсе. Например, в случае изготовления моноколес, когда доступ инструмента к обрабатываемой лопатке должен обеспечиваться со всех сторон. Компенсировать погрешность обработки, вызванную упругими перемещениями пера лопатки при фрезеровании, можно корректировкой упругих перемещений (УП).

Снижения погрешности обработки с помощью корректировки УП можно 2 методами:

- Изменение режимов резания в ходе обработки с соблюдением условия $\delta \leq K \cdot T_{оп}$, где $K = 0,3..0,7$ – коэффициент использования поля допуска; $T_{оп}$ – допуск на операционный размер.
- Изменение траектории движения инструмента на величину возникающих упругих перемещений профиля пера лопатки.

Ниже оба метода рассмотрены более подробно.

1.2. Расчетный метод компенсации упругих перемещений профиля пера лопатки за счет изменения режимов резания

Данный метод предложен В. А. Полетаевым в работе [1]. Из выражения (4) видно, что в ходе обработки координаты режущей вершины фрезы по $Z(a_i)$ и по $X(b_j)$ меняются. Поэтому соблюдение условия $\delta \leq K \cdot T_{оп}$ можно добиться изменением силы резания, которая в свою очередь зависит от режимов обработки. Исходя из формулы (1), регулировка может осуществляться изменением скорости, изменением подачи и од-

новременным варьированием скорости и подачи.

В случае применения концевой сферической фрезы изменения скорости резания можно добиться без изменения номинальной частоты вращения шпинделя за счет вариации угла наклона оси инструмента γ по отношению к обрабатываемой поверхности. Это очевидно из рис. 5 и формулы (5).

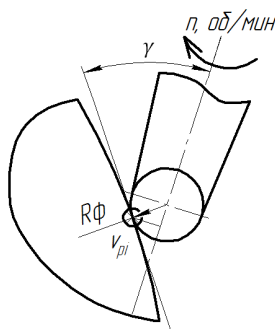


Рис. 5. Схема регулирования скорости резания углом наклона фрезы.

$$v_{pi} = 2\pi n R_{\phi} \cdot 10^{-3} \cdot \cos \gamma, \quad (5)$$

где R_{ϕ} , мм – диаметр фрезы; n , об/мин – частота вращения шпинделя.

На основании выражений (5), (1) и (4) закон изменения угла наклона инструмента γ будет выглядеть следующим образом:

$$\gamma = \arccos \left[\left(\frac{K \cdot T_{оп} \cdot A}{C_P \cdot S_i^y} \right)^{\frac{1}{x}} \cdot \frac{1}{2\pi n R_{\phi}} \right], \quad (6)$$

где A определяется по формуле (7).

$$A = \frac{3 \cdot E \cdot G \cdot J_X \cdot J_p}{G \cdot J_p \cdot a_i^3 + 3 \cdot E \cdot J_X \cdot b_j^2 \cdot a_i}. \quad (7)$$

Однако для фрезерования на оптимальной с точки зрения интенсивности износа инструмента скорости резания и с целью обеспечения одинаковой шероховатости на всей поверхности пера лопатки рекомендуется вести обработку с постоянной скоростью $v_{pi} = \text{const}$. В этом случае добиться соблюдения условия $\delta \leq K \cdot T_{оп}$ можно, изменяя подачу S_i по следующему закону, полученному из выражений (5), (1) и (4):

$$S_i = \left[\frac{K \cdot T_{оп} \cdot A}{C_P} \cdot \frac{1}{(2\pi n R_{\phi} \cdot \cos \gamma)^x} \right]^{\frac{1}{y}}. \quad (8)$$

В случае применения цилиндрической концевой фрезы с углом в плане $\phi = 90^\circ$ в выражении (8) $\cos \gamma = 1$.

Сложность реализации данного метода заключается в том, что большинство САМ-систем не позволяют задавать величину подачи S_i и угла γ наклона инструмента параметрически.

В этом случае возникает необходимость дополнительной коррекции УП, полученной после постпроцессирования. На станке МТЕ 500V/5 применяется система ЧПУ Sinumerik 840D, которая позволяет задавать величину подачи выражением с помощью программируемых R -параметров.

Таким образом, данный метод позволяет добиться необходимой точности обработки на станках со стойками ЧПУ, поддерживающими параметрическое задание величины подачи и угла наклона инструмента. В случае отсутствия такой поддержки в отдельных кадрах УП S_i и γ возможно задать численно по заранее подсчитанным значениям в соответствии с выражениями (6), (7) и (8). Однако процесс коррекции УП в этом случае будет очень трудоемким.

1.3. Расчетно-экспериментальный метод компенсации упругих перемещений профиля пера лопатки коррекцией траектории движения инструмента

Компенсация погрешности упругих перемещений заготовки методом изменения режима обработки может быть трудоемкой в случае отсутствия поддержки системой ЧПУ станка параметрического задания величин подачи и угла наклона инструмента. Получение зависимостей для математической модели (1) также ведет к значительным затратам по времени и ресурсам. При необходимости быстрой наладки на производство одного вида лопаток эффективно применять метод изменения траектории движения инструмента на величину возникающих упругих перемещений заготовки.

Обработка пера лопатки на постоянных подаче и скорости позволяет добиться стабильной шероховатости на всей поверхности детали, а также дает возможность при подборе оптимальных режимов максимально эффективно использовать ресурс инструмента. Профили пера компрессорных лопаток из титановых сплавов обычно фрезеруют при следующих режимах резания: скорости инструмента $v \geq 120$ м/мин; подачах продольных и поперечных (в зависимости от способа строчечного фрезерования) $S_{прод/поп} \leq 1000$ мм/мин; глубине резания t на черновых проходах 0,4...0,5 мм, полустачковом 0,2...0,3 мм, окончательных 0,1 мм [1].

Алгоритм метода заключается в следующем:

- первоначальная обработка профиля пера лопатки на заранее подобранных постоянных режимах резания;

- измерение профиля полученной поверхности и оценка ее погрешности;
- построение скорректированной твердотельной модели лопатки по принципу изменения профиля в тело детали на величину погрешности;
- создание с помощью САМ-системы новой УП на основе скорректированной твердотельной модели.

После обработки исходной заготовки по новой УП вышеописанные действия могут повторяться несколько раз до обеспечения заданной геометрической точности профиля пера лопатки. В дальнейшем обработка партии лопаток (в том числе в составе моноколес) ведется по УП, полученной на основе последней скорректированной твердотельной модели.

Измерение профиля обработанной поверхности на станке MTE 500V/5 осуществляется щупом Renishaw по измерительным циклам системы ЧПУ Sinumerik 840D. Встроенный цикл CYCLE978 размещает в блоке GUD5 (Global User Date – глобальные данные пользователя) результаты измерения, которые затем с помощью команды WRITE могут быть записаны в файл на статической памяти ЧПУ. На основе базовой твердотельной модели лопатки с помощью API-функций CAD-системы DS Solidworks данные из файла измерения профиля пера используются для построения скорректированной твердотельной модели. На основе последней с помощью САМ-системы производится разработка новой УП.

Данный метод позволяет добиться необходимой геометрической точности обрабатываемой поверхности в сжатые сроки и с минимальными затратами. Однако при частой наладке производства на новые виды лопаток либо при использовании различных инструментов требуется каждый раз повторять алгоритм действий.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ЧАСТЬ

Для отработки практического применения метода компенсации упругих перемещений профиля пера лопатки коррекцией траектории движения инструмента проведено торцевое фрезерование поперечной строкой прямоугольных пластин из титанового сплава ВТ6 ГОСТ 19807-91. Размеры пластин подобраны таким образом, что геометрические характеристики,

определяющие их жесткость, аналогичны геометрическим характеристикам типовой лопатки ГТД.

Фрезерование проводилось с попутной подачей на многоцелевом сверлильно-фрезерно-расточном пятикоординатном станке модели MTE 500V5. В качестве инструмента выступала цилиндрическая сборная фреза марки Sandvik CoroMill 390 Ø20 мм с 3 зубьями, главным углом в плане $\varphi = 90^\circ$, передним углом $\gamma = 0^\circ$, задним углом $\alpha = 21^\circ$ и радиусом при вершине $r = 1,6$ мм. Замеры осуществлялись по УП в 10 точках, как изображено на рис. 6, с помощью измерительного щупа Renishaw MP10, установленного в шпиндель главного движения станка, и оптического приемно-передающего устройства Renishaw OMM. Результаты по завершении работы измерительной УП записывались в R-параметры станка.

По методике, описанной в [4], проведено планирование эксперимента и составлена табл. 1. На основании данной таблицы составлена матрица планирования и рассчитана математическая модель влияния элементов режима фрезерования на радиальную составляющую силы резания. В качестве входных параметров выступают величины скорости, подачи и ширины фрезерования. Глубина с учетом диаметра головки измерительного щупа принята постоянной и равной 3 мм. Выходным параметром является радиальная составляющая силы резания, определяемая косвенно из выражения (4) на основании измеренного отклонения реальной обработанной поверхности от номинальной в 10 контрольных точках с известными вылетами b_j относительно оси симметрии и постоянного вылета $a_i = 13,5$ мм.

В качестве плана использовался полнофакторный эксперимент 2^3 . Матрица планирования и результаты эксперимента приведены в табл. 2.

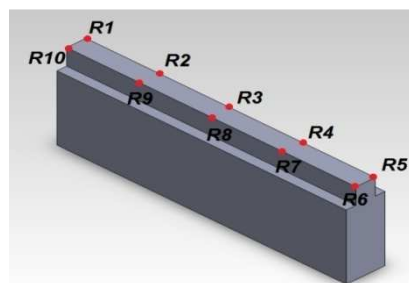


Рис. 6. Контрольные точки измерения обрабатываемого образца

Таблица 1

Уровни и интервалы варьирования переменных факторов

Входная переменная	Фактор	-1	0	1	Интервал	Размерность
Скорость, v	X1	50	100	150	50	м/мин
Подача, S	X2	0,1	0,15	0,2	0,05	мм/зуб
Ширина, a	X3	0,5	0,75	1	0,25	мм

Таблица 2

Матрица планирования и результаты эксперимента

№	X_0	X_1		X_2		X_3		$P, Н$	$\lg P$
1	+1	-1	50	-1	0,1	-1	0,5	463,539	2,666086
2	+1	+1	150	-1	0,1	-1	0,5	296,962	2,472701
3	+1	-1	50	+1	0,2	-1	0,5	432,104	2,635588
4	+1	+1	150	+1	0,2	-1	0,5	378,713	2,57831
5	+1	-1	50	-1	0,1	+1	1	1339,011	3,126784
6	+1	+1	150	-1	0,1	+1	1	1246,533	3,095704
7	+1	-1	50	+1	0,2	+1	1	1821,907	3,260526
8	+1	+1	150	+1	0,2	+1	1	1537,795	3,186898

В результате расчетов была получена зависимость:

$$P = 5494,61 \cdot v^{-0,186} \cdot s^{0,249} \cdot a^{1,924} \quad (2)$$

На рис. 7–9 показаны зависимости радиальной составляющей силы резания от скорости, глубины и ширины фрезерования, рассчитанные по полученной модели.

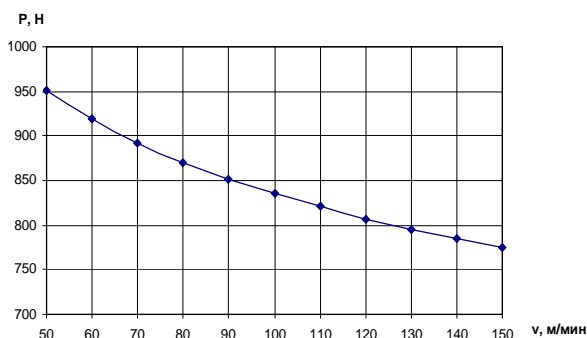


Рис. 7. Влияние скорости резания v на радиальную составляющую силы резания P при фрезеровании титанового сплава ВТ-6 фрезой $\varnothing 20$ мм со сменными платинами S30T ($s = 0,15$ мм/зуб, $a = 0,75$ мм)

Перед каждым проходом на заданном режиме фрезерования проводился замер колебаний припуска заготовки, по данным которого для статистической обработки отбирались наиболее близкие по отклонению точки. Эти точки в дальнейшем участвовали в расчете математической модели влияния элементов режима фрезерования на радиальную составляющую силы

резания, которая определяет величину отгиба и скручивания обрабатываемой нежесткой детали. Первый проход осуществлялся вдоль теоретического профиля обрабатываемой поверхности по базовой УП, описываемой 4 опорными точками. Далее проводилось измерение отклонений полученной поверхности от номинальной. Эти данные использовались для создания скорректированной УП, траектория которой была построена на основании 10 опорных точек по технологической карте, изображенной на рис. 10.

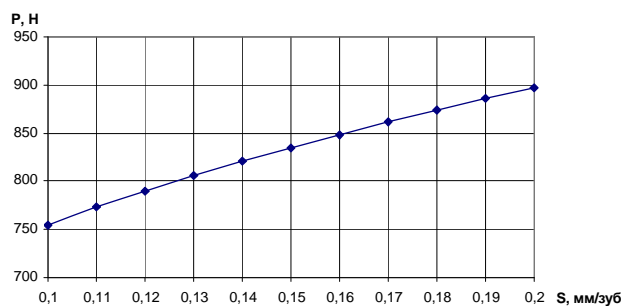


Рис. 8. Влияние подачи s на радиальную составляющую силы резания P при фрезеровании титанового сплава ВТ-6 фрезой $\varnothing 20$ мм со сменными платинами S30T ($v = 75$ м/мин, $a = 0,75$ мм)

В отличие от базовой в скорректированной УП координаты опорных точек в направлении оси X рассчитывались по формуле (9).

$$T_i(X) = \begin{cases} 0 - \Delta_{Ri}, & 1 \leq i \leq 5 \\ -A + \Delta_{Ri}, & 6 \leq i \leq 10 \end{cases} \quad (10)$$

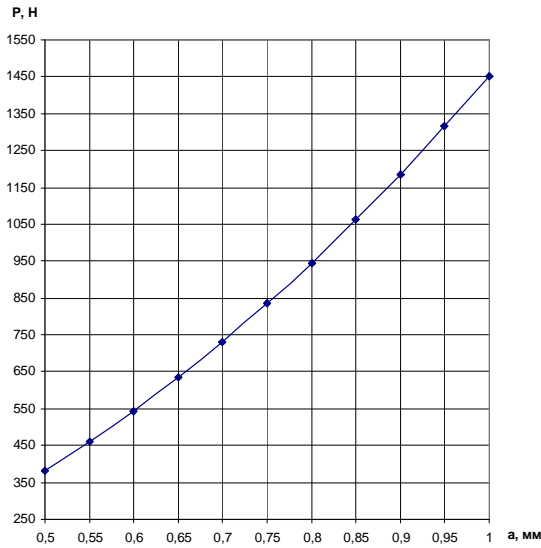


Рис. 9. Влияние ширины фрезерования a на радиальную составляющую силы резания P при фрезеровании титанового сплава ВТ-6 фрезой $\varnothing 20$ мм со сменными платинами S30T ($v = 75$ м/мин, $s = 0,15$ мм/зуб)

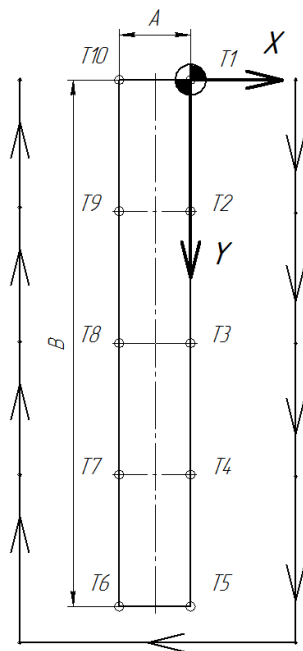


Рис. 10. Технологическая карта скорректированной УП обработки образца

На основании табл. 3 построена гистограмма отклонений для 10 контрольных точек при обработке по скорректированной УП в сравнении с обработкой по базовой. Также приведены для сравнения данные по отклонениям при повторном фрезеровании, полученные по базовой УП поверхности вдоль траектории, описываемой скорректированной УП. Данная гистограмма изображена на рис. 11.

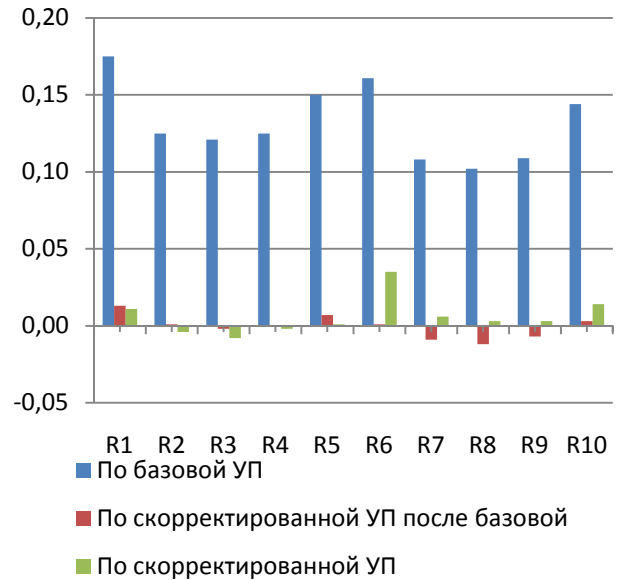


Рис. 11. Сравнительная гистограмма отклонений при режиме фрезерования: $v = 50$ м/мин, $S = 0,1$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм

Далее проводилась повторная обработка полученной поверхности по скорректированной УП и снова проводился замер отклонений от номинальной поверхности в 10 контрольных точках. После обработки по скорректированной УП выполнялось формирование новой заготовки, колебания припуска на которой также фиксировались по измерительной УП. Затем на вновь подготовленной пластине по заданному режиму фрезерования обработка велась сразу по скорректированной УП, и оценивались отклонения полученной поверхности от номинальной в сравнении с обработкой по базовой УП. Ниже приведена табл. 3 с результатами эксперимента для одного режима фрезерования.

Для исследованных согласно плану эксперимента режимов фрезерования были получены таблицы, аналогичные табл. 3, и построены гистограммы, аналогичные изображенной на рис. 11. Для оценки метода компенсации упругих перемещений профиля пера лопатки коррекцией траектории движения инструмента в табл. 4 представлены средние значения отклонений полученного профиля от номинального, рассчитанные как средние для всех исследованных режимов обработки. По данной таблице для наглядности построена сравнительная гистограмма, по которой можно судить об увеличении точности обработанной по скорректированной УП поверхности в сравнении с обработкой по базовой. Данная гистограмма изображена на рис. 12.

Таблица 3

Результаты исследования метода компенсации упругих перемещений профиля пера лопатки коррекцией траектории движения инструмента при режиме фрезерования:
 $v = 50$ м/мин, $S = 0,1$ мм/зуб, $t = 0,5$ мм

Контрольная точка	По базовой УП		По скорректированной УП после обработки по базовой УП	По скорректированной УП	
	Колебания при-пуска, мм	Отклоне-ние, мм	Отклонение, мм	Колебания при-пуска, мм	Отклоне-ние, мм
R1	-0,028	0,175	0,013	-0,021	0,011
R2	-0,047	0,125	0,001	-0,028	-0,004
R3	-0,048	0,121	-0,002	-0,027	-0,008
R4	-0,048	0,125	0,000	-0,031	-0,002
R5	-0,040	0,150	0,007	-0,013	0,001
R6	-0,035	0,161	0,001	0,097	0,035
R7	-0,052	0,108	-0,009	0,101	0,006
R8	-0,054	0,102	-0,012	0,099	0,003
R9	-0,052	0,109	-0,007	0,099	0,003
R10	-0,041	0,144	0,003	0,070	0,014

Таблица 4

Средние значения отклонений обработки при исследовании метода компенсации упругих перемещений профиля пера лопатки коррекцией траектории движения инструмента на исследованных режимах фрезерования

Контрольная точка	Отклонение при обработке по базовой УП, мм	Отклонение при обработке по скорректированной УП после обработки по базовой, мм	Отклонение при обработке по скорректированной УП, мм
R1	0,147	-0,005	0,025
R2	0,117	-0,012	0,002
R3	0,110	-0,009	0,003
R4	0,117	-0,015	0,002
R5	0,131	-0,004	-0,002
R6	0,139	-0,011	0,012
R7	0,103	-0,013	0,007
R8	0,099	-0,013	0,004
R9	0,105	-0,014	0,004
R10	0,114	-0,008	0,017

ВЫВОДЫ ПО РАБОТЕ

На основании полученных экспериментальных данных при помощи планирования эксперимента была получена модель, описывающая зависимость радиальной составляющей силы резания от скорости, глубины и ширины фрезерования титанового сплава ВТ6 фрезой $\varnothing 20$ мм с быстросменными пластинами S30T. На основании полученной модели были рассчитаны зависимости радиальной составляющей силы резания при изменении скорости, подачи и ширины фрезерования. Рассчитанные значения хорошо согласуются с данными эксперимента, что говорит об адекватности модели.

Предложенный расчетно-экспериментальный метод компенсации погрешности механообработки лопаток ГТД, возникающей вследствие упругого отжима заготовки, на обрабатываемых образцах позволил добиться увеличения точности обработанной поверхности при исследованных режимах обработки в среднем в 26 раз. Это видно из табл. 4. Таким образом, применяя данный метод, можно значительно увеличить точность обработки сварного блиска при незначительной затрате времени на составление скорректированной УП по данным обмера первой обработанной лопатки.

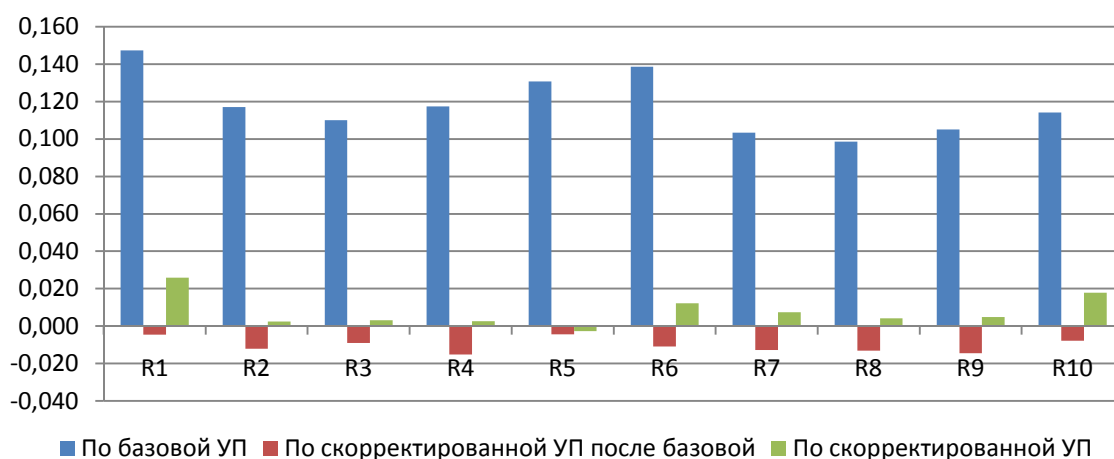


Рис. 12. Сравнительная гистограмма средних отклонений в контрольных точках при исследованных режимах обработки

Однако из полученных зависимостей видно, что с увеличением скорости фрезерования радиальная составляющая силы резания снижается, а при увеличении подачи и ширины фрезерования наоборот увеличивается, причем в большей степени при увеличении ширины. Это можно объяснить поворотом вектора результирующей силы резания при увеличении скорости. Таким образом, управляя радиальной составляющей силы резания за счет изменения параметров фрезерования, можно свести отгиб к минимуму, что позволит добиться еще большей точности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Полетаев В. А.** Технология автоматизированного производства лопаток газотурбинных двигателей. М.: Машиностроение, 2006. 256 с.
2. **Врагов Ю. Д.** Анализ компоновок металло-режущих станков: (Основы компонетики). М.: Машиностроение, 1978. 208 с..
3. **Жернаков В. С., Гафаров Р. Х.** Что нужно знать о сопротивлении материалов: учеб. пособие. М.: Машиностроение, 2001. 276 с.
4. **Макаров А. Д., Кривошей В. М., Никитин Ю. В.** Применение математического планирования экспериментов при исследовании основных параметров процесса резания металлов: учеб. пособие. Уфа: УАИ, 1976. 116 с.

ОБ АВТОРАХ

Постнов Владимир Валентинович, зав. каф. мехатронных станочн. систем. Дипл. инженер-механик (УАИ 1972). Д-р техн. наук по технологии и оборудованию мех. и физ.-техн. обработки (УГАТУ, 2005). Иссл. в обл. физ. оптимизации нестационарных процессов резания жаропрочных сталей и сплавов.

Старовойтов Семен Владимирович, асп. каф. мехатронных станочных систем. Дипл. инженер по мехатронике (УГАТУ, 2012). Иссл. в обл. динамики формирования фрикционной связи инструмента и заготовки.

Малахов Евгений Николаевич, асп. той же каф. Дипл. инженер по мехатронике (УГАТУ, 2009). Иссл. в обл. диссипации энергетических потоков при лезвийной обработке.

Федоровцев Александр Юрьевич, асс. той же каф. Дипл. инженер по мехатронике (УГАТУ, 2007). Иссл. в обл. вибрационной составляющей процесса резания.

Измайлова Неля Федоровна, зав. лаб. неразрушающего контроля Отдела гл. металлурга ОАО «УМПО». Дипл. инженер по технологии машиностроения (УАИ, 1979). Иссл. в обл. упрочнения поверхности деталей газовых турбин концентрированными потоками энергии.