

В. С. Кушнер, д-р техн. наук, О. Ю. Бургонова, Омск, Россия

СХЕМАТИЗАЦИЯ ФРЕЗЕРОВАНИЯ УСТУПОВ С ЦЕЛЬЮ ОБОБЩЕНИЯ ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ РЕЗАНИЯ НА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Вдосконалена схематизація фрезерування кінцевими і дисковими фрезами при обробці площин типу уступу на основі єдиного підходу до різних способів лезвийної обробки. Розроблені математичні моделі і програми для розрахунку технологічних складових сили фрезерування. Уточнені і узагальнені рівняння, що описують зв'язки чинників, що характеризують умови різання, з технологічними характеристиками і обмеженнями.

Усовершенствована схематизация фрезерования концевыми и дисковыми фрезами при обработке плоскостей типа уступа на основе единого подхода к различным способам лезвийной обработки. Разработаны математические модели и программы для расчета технологических составляющих силы фрезерования. Уточнены и обобщены уравнения, описывающие связи факторов, характеризующих условия резания, с технологическими характеристиками и ограничениями.

The schematization of milling is improved by trailer and disk mills when processing the planes such as a ledge on the basis of a uniform approach to various ways of processing by cutting. Mathematical models and programs for calculation of technological components of force of milling are developed. The equations describing communications of factors, characterizing cutting conditions, with technical characteristics and restrictions are specified and generalized.

Фрезерование является одним из наиболее распространенных способов обработки плоскостей из различных конструкционных материалов. Этот способ обработки относится к наиболее сложным, поскольку при фрезеровании осуществляется как свободное, так и несвободное резание, нестационарное, связанное с изменением толщины срезаемого слоя вследствие вращения зуба фрезы или наклона режущих кромок. Изменение конструкций различных фрез, как правило, требует совершенствования схематизации этого процесса. Для назначения режимов обработки, конструирования режущего инструмента используются преимущественно практические рекомендации, основанные на обобщении производственного опыта. Это снижает эффективность фрезерования и часто не обеспечивает выполнение технологических требований к точности, шероховатости обработанной поверхностей, износостойкости инструмента и др. Кроме того, с одной стороны, в трудах многих ученых разработаны принципы схематизации процессов лезвийной обработки, однако, с другой стороны, широко распространенные рекомендации и нормативы по назначению режимов резания, как правило, не учитывают этих принципов и часто им противоречат. В связи с этим, совершенствование схематизации операций фрезерования, особенно с применением концевых и дисковых фрез,

с целью повышения производительности при обеспечении технологических требований является актуальной, как для науки, так и для производства.

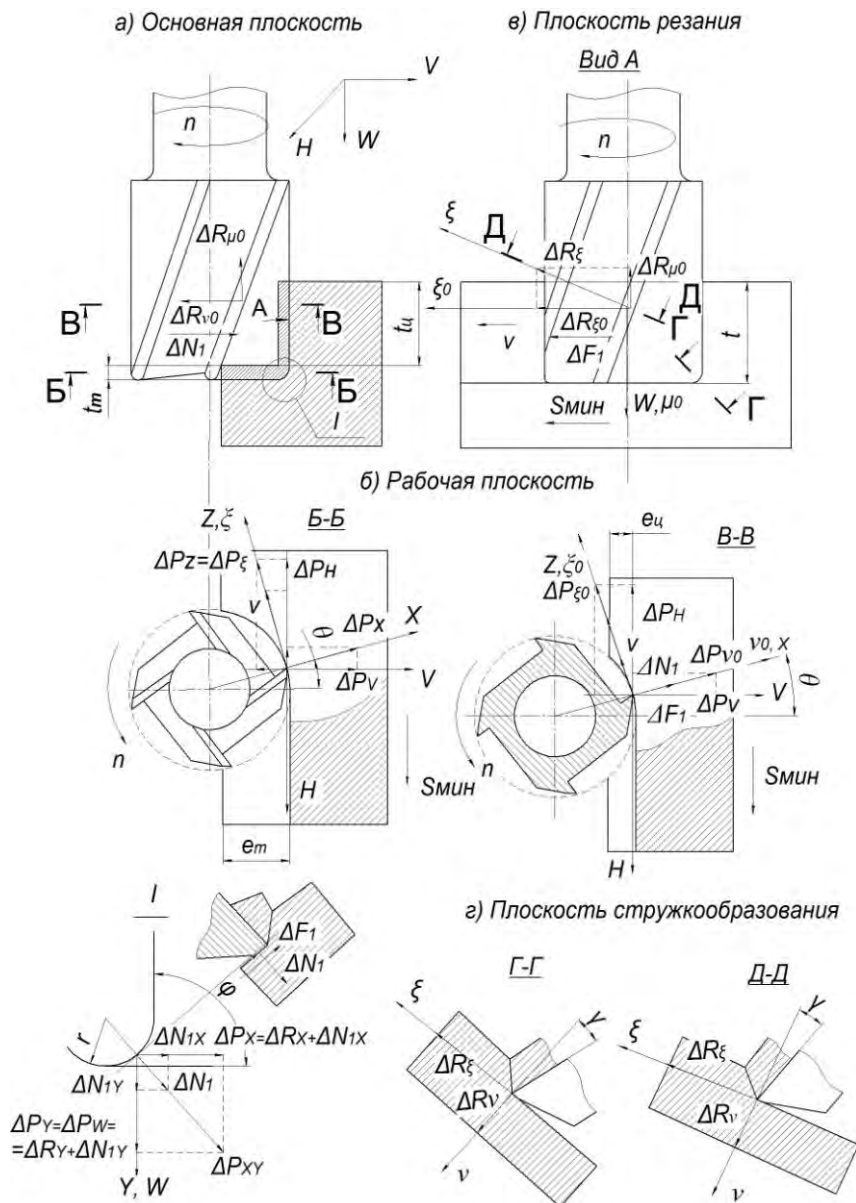


Рисунок 1 – Схема фрезерования уступа концевой фрезой

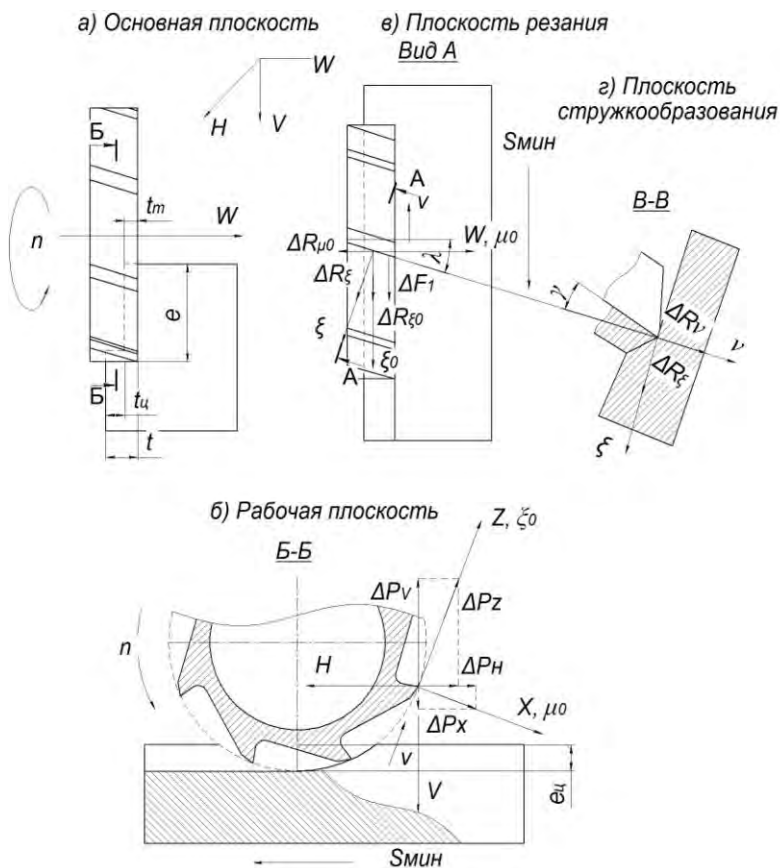


Рисунок 2 – Схема фрезерования уступа дисковой фрезой

Для снижения трудоемкости теоретических численных методов расчета и повышения их достоверности требуется осуществления корректной схематизации процессов фрезерования с единых позиций, сформулированных в ряде работ, посвященных развитию науки о резании материалов [1, 2] и в международных стандартах ДИН [3] и обеспечения возможности расчета характеристик различных способов лезвийной обработки на основе единого подхода. Одним из требований к такой схематизации относится обязательное представление процесса обработки во всех четырех плоскостях, предусмотренных стандартами ДИН: основной, резания, рабочей, стружкообразования (рис. 1, рис. 2).

Для обеспечения единства для различных способов лезвийной обработки и, в частности, для различных способов фрезерования глубину резания t сле-

дует определять в основной плоскости в направлении, перпендикулярном рабочей плоскости (т. е. в направлении оси вращения фрезы), а глубину врезания e – в рабочей плоскости в направлении, перпендикулярном подаче или в основной плоскости в направлении, перпендикулярном оси вращения фрезы. В частности, при обработке одного и того же уступа вследствие изменения направления оси вращения фрезы на 90° глубины резания и врезания для концевой и дисковой фрез будут разными.

Для учета изменения толщины срезаемого слоя, связанного с изменением угла контакта θ вследствие наклона режущей кромки, зависимости технологических составляющих силы фрезерования P_H, P_V, P_W от угла поворота зуба определялись интегрированием приращений сил, отнесенных к элементарной длине Δl режущей кромки (или к приращению ширины срезаемого слоя Δb) по длине режущей кромки зуба на участке его контакта с деталью.

Определение технологических составляющих силы фрезерования проводилось раздельно на торцовой и цилиндрической части фрезы. Т. к. на торцовой части угол наклона режущей кромки λ принят равным нулю, то приращение сил на передней и задней поверхности могут быть рассмотрены в одной плоскости, перпендикулярной проекции главной режущей кромки на основную плоскость, в то время как для цилиндрической части для фрез с винтовыми зубьями приращения сил на передней и задней поверхностях рассматриваются в различных плоскостях: приращения сил на передней поверхности – в плоскости стружкообразования, перпендикулярной режущей кромке в плоскости резания

$$\Delta R_\xi = K_\xi S_b St, \quad \Delta R_V = K_V S_b St, \quad (1)$$

а приращения силы на задней поверхности – в рабочей плоскости

$$N_1 = q_{N1} h_3 (t / \sin \varphi), \quad F_1 = \mu_1 N_1, \quad (2)$$

где K_V – удельная сила на передней поверхности в основной плоскости в направлении плоскости стружкообразования; K_ξ – удельная сила на передней поверхности перпендикулярная режущей кромке; S_b – действительный предел прочности при растяжении; q_{N1} – нормальные напряжения на задней поверхности режущего лезвия; μ_1 – коэффициент трения; h_3 – критерий затупления по задней кромке.

Приращения технологических сил, связанных с режущим лезвием $\Delta P_X, \Delta P_Y, \Delta P_Z$, для торцовой части при $\lambda=0$ соответствующие различному углу контакта, равны:

$$\begin{aligned} \Delta P_X &= \Delta R_X + \Delta N_1 \sin \varphi, \\ \Delta P_Y &= \Delta R_Y + \Delta N_1 \cos \varphi, \\ \Delta P_Z &= \Delta R_Z + \Delta F_1, \end{aligned} \quad (3)$$

где $\Delta R_X = \Delta R_V \cos \varphi$, $\Delta R_Y = \Delta R_V \sin \varphi$, $\Delta R_Z = \Delta R_\xi$ – приращения сил на передней поверхности, $\Delta N_1, \Delta F_1$ – приращения сил на задней поверхности.

Приращения технологических сил, связанных с режущим лезвием ΔP_X , ΔP_Y , ΔP_Z , для цилиндрической части при $\lambda \neq 0$ соответствующие различному углу контакта, равны:

$$\Delta P_X = \Delta R_X, \quad \Delta P_Y = \Delta R_Y + \Delta N_1, \quad \Delta P_Z = \Delta R_Z + \Delta F_1, \quad (4)$$

где $\Delta R_X = \Delta R_V$, $\Delta R_Y = \Delta R_\xi \sin \lambda$, $\Delta R_Z = \Delta R_\xi \cos \lambda$.

Для получения значений составляющих силы фрезерования на торцевой части концевой фрезы P_X , P_Z , P_Y приращения этих сил интегрировались по длине режущей кромки для любого положения зуба. При этом формулы для расчета сил существенно различаются в зависимости от формы режущего лезвия.

Влияние закругления при вершине r (или иного изменения направления режущей кромки в плане) при нулевом угле наклона режущей кромки учитывалось определением приращений сил в плоскости стружкообразования, перпендикулярной режущей кромке и последующим интегрированием их вдоль этой кромки (рис. 1, рис. 2).

$$P_X(t_r) = K_V S_b s_Z \sin \theta \cdot t_r \left[\frac{r}{2t_r} \arcsin \sqrt{\frac{t_r}{r} \left(2 - \frac{t_r}{r} \right)} - \left(1 - \frac{t_r}{r} \right) \frac{1}{2} \sqrt{2 \frac{t_r}{r} - 1} \right] +$$

$$+ \sigma_b h_3 t_r$$

$$P_Y(t_r) = K_V S_b s_Z \sin \theta t_r \left(1 - \frac{t_r}{2r} \right) + \sigma_b h_3 t_r \sqrt{2 \frac{r}{t_r} - 1}, \quad (5)$$

$$P_Z(t_r) = K_\xi S_b s_Z \sin \theta t_r + \mu_1 \sigma_b h_3 r \arcsin \sqrt{\frac{t_r}{r} \left(2 - \frac{t_r}{r} \right)},$$

где σ_b – условный предел прочности при растяжении; H_0 – высота застойной зоны; φ – угол в плане; θ – угол контакта; t_r – глубина резания, на участке закругления вершины по дуге радиусом r .

Удельные силы K_ξ , K_V – одни и те же для любого способа лезвийной обработки, в том числе для точения и фрезерования [2].

$$K_\xi = \frac{\tau_Y}{S_b} \frac{\xi + 1/\xi - 2 \sin \gamma}{\cos \gamma} + \frac{q_F}{S_b} \frac{c}{a \xi}, \quad (7)$$

$$K_V = \frac{q_F}{S_b} \frac{c}{a \xi} \frac{\xi - \sin \gamma}{\cos \gamma} - \frac{\tau_Y}{S_b} \frac{\xi + 1/\xi - 2 \sin \gamma}{\cos \gamma} \operatorname{tg} \gamma; \quad (8)$$

где q_F – касательное напряжение по передней поверхности; c – полная длина контакта стружки с режущим лезвием; ξ – усадка стружки; τ_Y – средние касательные напряжения в условной плоскости сдвига.

Полученные силы P_X и P_Z проектируются на технологические оси H и V, а P_Y на ось W.

$$\begin{aligned}
P_{Hi} &= P_{xi} \sin \theta_i + P_{zi} \cos \theta_i = (K_v S_b s_Z \sin \theta \cdot t + \sigma_b h_3 t_r) \sin \theta_i + \\
&+ (K_\xi S_b s_Z t \sin \theta + \mu_1 \sigma_b h_3 t) \cos \theta_i, \\
P_{Vi} &= -P_{xi} \cos \theta_i + P_{zi} \sin \theta_i = -(K_v S_b s_Z \sin \theta \cdot t + \sigma_b h_3 t_r) \cos \theta_i + \\
&+ (K_\xi S_b s_Z t \sin \theta + \mu_1 \sigma_b h_3 t) \sin \theta_i, \\
P_{Wi} &= P_{yi} = K_v S_b s_Z t \sin \theta + \sigma_b h_3 t.
\end{aligned} \tag{9}$$

Влияние наклона режущей кромки на цилиндрической части концевой фрезы учитывалось путем разложения приращения силы ΔR_ξ на составляющие $\Delta R_{\xi 0}$ в направлении скорости резания (оси Z) и $\Delta R_{\mu 0}$ – в направлении оси вращения фрезы (или проекции режущей кромки на основную плоскость) (рис. 1).

Интегрированием приращений сил по длине режущей кромки определяются технологические составляющие силы резания по осям V, H в рабочей плоскости и по оси W в плоскости резания:

$$P_{Vi} = \frac{1}{2} S_b s_z \left[\frac{D}{2} (\theta - \theta_{li}) \operatorname{ctg} \lambda \right] \left[\begin{aligned} &- K_\xi \cos \lambda \left(1 - \frac{1}{2} \frac{\sin 2\theta - \sin 2\theta_{li}}{\theta - \theta_{li}} \right) + \\ &+ \frac{1}{2} K_v \left(\frac{\cos 2\theta_1 - \cos 2\theta}{\theta - \theta_{li}} \right) \end{aligned} \right] + \tag{10}$$

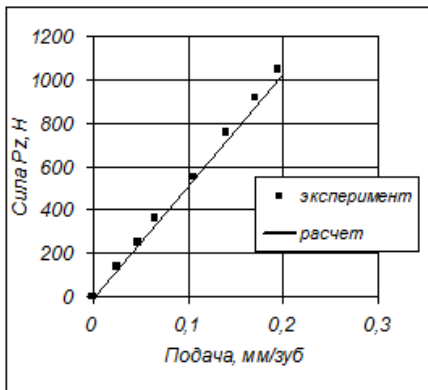
$$+ \sigma_b h_3 \left[\frac{D}{2} (\theta - \theta_{li}) \operatorname{ctg} \lambda \right] \frac{1}{\cos \lambda} \left(\frac{\sin \theta - \sin \theta_{li}}{\theta - \theta_{li}} + \mu_1 \frac{\cos \theta - \cos \theta_{li}}{\theta - \theta_{li}} \right),$$

$$P_{Hi} = \frac{1}{2} S_b s_z \left[\frac{D}{2} (\theta - \theta_{li}) \operatorname{ctg} \lambda \right] \left[\begin{aligned} &K_\xi \left(\frac{\cos 2\theta_1 - \cos 2\theta}{2(\theta - \theta_{li})} \right) + \\ &+ K_v \left(1 - \frac{\sin 2\theta - \sin 2\theta_{li}}{2(\theta - \theta_{li})} \right) \end{aligned} \right] + \tag{11}$$

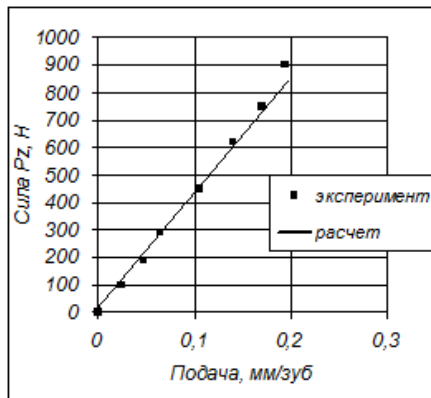
$$+ \sigma_b h_3 \left[\frac{D}{2} (\theta - \theta_{li}) \operatorname{ctg} \lambda \right] \frac{1}{\cos \lambda} \left(\mu_1 \frac{\sin \theta - \sin \theta_1}{\theta - \theta_1} - \frac{\cos \theta - \cos \theta_1}{\theta - \theta_1} \right),$$

$$P_W = \frac{1}{2} K_\xi S_b S_Z D \cos \lambda (\cos \theta - \cos \theta_{li}). \tag{12}$$

Значительное уточнение расчетов достигается при вычислении средних удельных касательных сил в плоскости стружкообразования и на передней поверхности не по эмпирическим соотношениям [1, 4], а по формулам и программам, учитывающим влияние не только деформации, но и скорости деформации и температуры [2]. Учет взаимосвязи температуры и предела текучести позволил существенно расширить область условий резания, в которой наблюдалось хорошее совпадение теоретических результатов с экспериментальными (рис. 3)



а)



б)

Рисунок 3 – Сопоставление расчетной составляющей силы фрезерования P_z с экспериментальной окружной силой $P_{окр}$ (по данным Промптова А.М. [5]) при торцовом фрезеровании стали 10 ($D=150$ мм, $\gamma=10^\circ$, $Z=6$, $S_z=0,105$ мм/зуб, $t=3$ мм, $e=75$ мм) при постоянной температуре: а) 700°C , в) 900°C

Показано, что при равных толщинах срезаемого слоя приращения сил в плоскости стружкообразования для точения и фрезерования одинаковы. Благодаря этому силы при фрезеровании могут быть вычислены по силам, измеренным или вычисленным для точения. Пример сопоставления теоретически рассчитанных технологических составляющих силы фрезерования P_V , P_H , P_W с экспериментально определенными и спроектированными на соответствующие технологические оси технологическими составляющими силы при точении P_x , P_y , P_z , полученными при аналогичных условиях резания, приведен на рис. 4.

Принятая схематизация процессов фрезерования концевыми и дисковыми фрезами позволила рассчитывать технологические составляющие силы фрезерования и температуры передней и задней поверхностей численными методами по разработанным программам. Полученные формулы позволяют определять силы резания, мощность и крутящие моменты для любого положения зуба, а также с учетом количества зубьев, одновременно находящихся в контакте с обрабатываемой деталью, т. е. осуществлять моделирование процесса фрезерования (рис. 5).

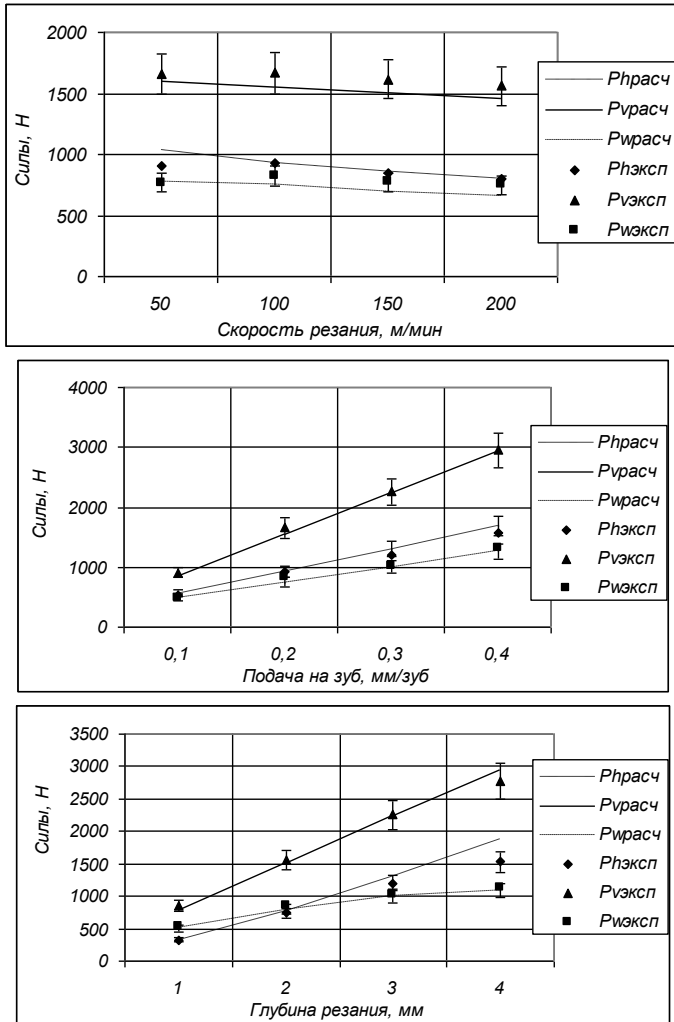


Рисунок 4 – Сопоставление расчетных и экспериментальных данных для фрезерования торцевой фрезой ($\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 8^\circ$, $\varphi = 90^\circ$, $\lambda = 0^\circ$, $e_{ц} = 0$, $e_x = 30$ мм, $D = 63$ мм, $Z = 1$) при различных скоростях резания, глубинах резания и подачах

Анализ зависимостей сил от угла поворота фрезы позволил сформулировать принцип «квазиравномерного фрезерования», заключающийся в целесообразности работы только одного зуба при минимуме холостого хода. Это связано с тем, что для типичных условий резания силы на задних поверхностях значительно больше сил на передней поверхности. Вследствие чего од-

новременная работа двух и более зубьев приводит к необходимости уменьшения минутной подачи, допускаемой технологическими ограничениями по точности.

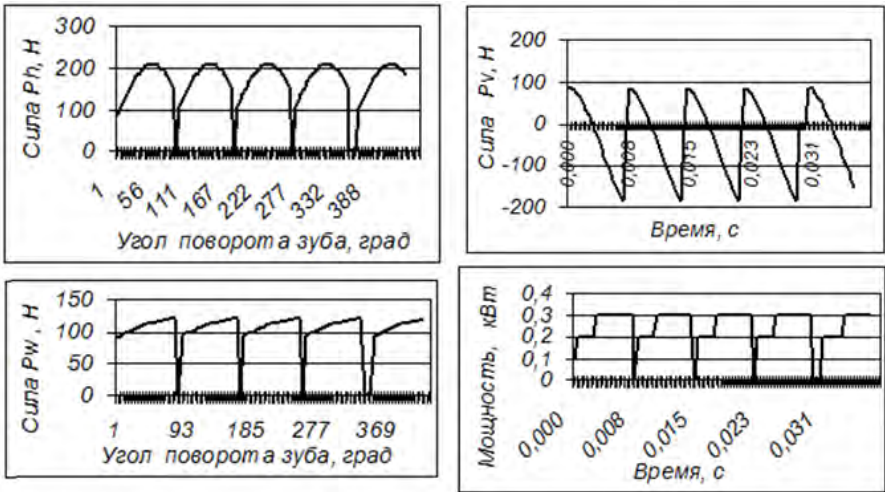


Рисунок 5 – Моделирование сил фрезерования, крутящего момента и мощности при фрезеровании торцовой частью концевой фрезы: $D = 16$ мм, $\gamma = 10^\circ$, $\varphi = 90^\circ$, $Z = 4$, $S_z = 0,1$ мм/зуб, $e = 8$ мм, $t = 0,5$ мм, $h_3 = 0,1$ мм

Это в свою очередь позволило установить связи факторов, характеризующих условия резания, с технологическими характеристиками и ограничениями по точности:

$$\Delta_{тор} \leq \frac{P_{W(n)}}{j} \leq \Delta_{тор}^*, \quad \Delta_{цил} \leq \frac{P_{V(n)}}{j} \leq \Delta_{цил}^*, \quad (13)$$

по шероховатости:

$$R_{Z_{тор}} \leq 1,7 R_{Z_{расч}} \left(\frac{P_{W(n)}}{15j} \right)^{0,51} \left(\frac{\theta_{max(n)}}{575} \right)^{-2,1} \leq R_{Z_{тор}}^*, \quad (14)$$

$$R_{Z_{цил}} \leq 1,7 R_{Z_{расч}} \left(\frac{P_{V(n)}}{15j} \right)^{0,51} \left(\frac{\theta_{max(n)}}{575} \right)^{-2,1} \leq R_{Z_{цил}}^*; \quad (15)$$

по мощности:

$$N_e \leq N_{e(n)} \leq N_e^*; \quad (16)$$

по крутящему моменту:

$$M_{кр} \leq M_{кр(n)} \leq M_{кр}^*; \quad (17)$$

(здесь индекс * – обозначает допускаемые величины соответствующих характеристик; а индекс (п) – означает, что характеристика рассчитывается по программе).

Поскольку в работах [3, 6, 7] показано, что минимальная интенсивность изнашивания режущего лезвия соответствует постоянной для конкретной пары обрабатываемого и инструментального материалов температуре, это условие может быть использовано для расчета рациональной скорости резания и частоты вращения фрезы. При этом, поскольку материал инструмента имеет одинаковые свойства на поверхностях режущего лезвия, максимальная производительность фрезерования достигается при условии равенства температур на передней и задней поверхности $\theta_{пер} \approx \theta_{зад}$. При этом если температуры на передней поверхности меньше, чем температура на задней поверхности, то целесообразно увеличивать толщину срезаемого слоя (подачу на зуб).

Оптимальные соотношения между скоростью фрезерования (частотой вращения фрезы) и подачей на зуб соответствует максимуму минутной подачи:

$$S_{мин} = S_Z Z n \rightarrow \max .$$

Изложенные принципы оптимизации операций фрезерования концевыми и дисковыми фрезами на основе разработанной схематизации процесса были использованы при анализе технологических процессов обработки деталей из конструкционных сталей и никелевых сплавов. Это позволило обеспечить технологические требования к точности, шероховатости обработанных поверхностей и износостойкости режущего инструмента. При этом достигалось повышение производительности в 1,3-1,5 раза.

Список использованных источников: 1. Развитие науки о резании металлов. *Колл. авт.* – М.: Машиностроение, 1967. – 420 с.; 2. *Васин, С.А.* Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании/ С.А.Васин, А.С.Верещака, В.С. Кушнер.: Учеб. для техн. вузов. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2001. – 448 с.; 3. Справочник по технологии резания материалов: В 2-х кн. / Ред. нем. изд.: *Г. Штур, Т. Штеферле*; Пер. с нем. под ред. Ю. М. Соломенцева. – М.: Машиностроение, 1985. – Кн.1–2.; 4. *Бобров, В.Ф.* Основы теории резания металлов. – М., Машиностроение, 1975 – 344 с.; 5. *Резников, А. Н.* Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М : Машиностроение, 1981. – 279 с.; 6. *Макаров, А. Д.* Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.; 7. *Лоладзе, Т. Н.* Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе / – М. : Машиностроение, 1982. – 320 с.; 7.

Поступила в редколлегию 09.06.2012