

Принимая размеры алмазных зерен $D = 100$ мкм, $l = 150$ мкм и учитывая выражения (6) и (8), получим:

$$N_{п.пол} - N_{р.пол} = 2,85 (1 - \Delta^2). \quad (9)$$

Подставляя уравнение (5) в выражение (9), получим

$$2,85 (1 - \Delta^2) = C / (VH^2\kappa^2 - C\kappa). \quad (10)$$

Имея в виду, что для никеля $\kappa = 10$, а для бронзового сферического порошка $\kappa = 0,94$, из выражения (10), задавшись объемом, подсчитаем толщину ферромагнитного материала, достаточную для обеспечения поворота алмазного зерна в постоянном магнитном поле. Так, для алмазного зерна с зернистостью 100...125 мкм и объемом $V = 0,003$ см³ толщина ферромагнитного материала, согласно выражению (10), будет равна 0,0023 мм.

УДК 621.9.02.013

Ю.А.НОВОСЕЛОВ, канд. техн. наук (ГПИ),
Н.Н.ПОПОК (НПИ)

ОПТИМИЗАЦИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ИНСТРУМЕНТА ПРИ ФРЕЗОТЧЕНИИ

Ранее авторами были получены формулы для расчета переднего, заднего углов и угла наклона режущей кромки инструмента:

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{(\bar{v}_e \bar{n}_n \bar{\tau}_\kappa) |\bar{v}_e|}{(\bar{v}_e \bar{n}_n) |[\bar{v}_e \bar{\tau}_\kappa]|}; \quad (1)$$

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{(\bar{v}_e \bar{n}_z) |[\bar{v}_e \bar{\tau}_\kappa]|}{(\bar{v}_e \bar{n}_z \bar{\tau}_\kappa) |\bar{v}_e|}; \quad (2)$$

$$\operatorname{tg} \lambda = \frac{\bar{v}_e \bar{\tau}_\kappa}{|[\bar{v}_e \bar{\tau}_\kappa]|}, \quad (3)$$

где \bar{v}_e — вектор скорости резания; \bar{n}_n , \bar{n}_z , $\bar{\tau}_\kappa$ — векторы, касательные соответственно к передней, задней поверхностям и режущей кромке инструмента.

Используя общие векторные соотношения (1) ... (3), определим геометрические параметры ротационного инструмента с прерывистой режущей кромкой (рис. 1). Для этого выразим основные векторы геометрического анализа \bar{v}_e , \bar{n}_n , \bar{n}_z и $\bar{\tau}_\kappa$ через их проекции на координатные оси $x_1 y_1 z_1$. Вектор скорости резания \bar{v}_e может быть представлен своими координатами v_{ex1} , v_{ey1} и v_{ez1} :

$$v_{ex1} = v_{x1} + v_{\tau x1}; \quad v_{ey1} = v_{y1} + v_{\tau y1}; \quad v_{ez1} = v_{z1} + v_{\tau z1}. \quad (4)$$

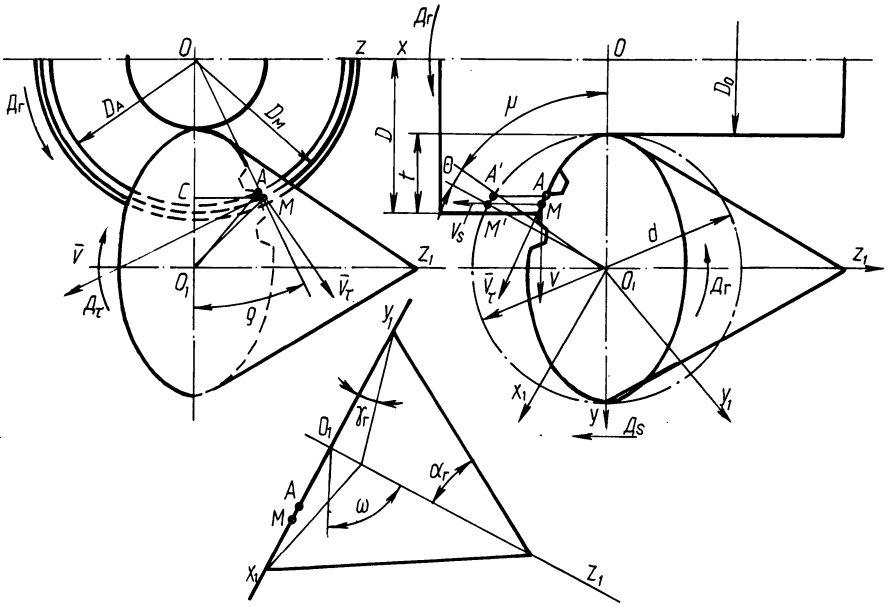


Рис. 1. Схема для расчета углов режущей части ротационного инструмента с прерывистой режущей кромкой в процессе резания

В эти соотношения не включены проекции вектора скорости подачи в связи с его малостью. Найдем каждую из проекций системы (4) :

$$\begin{aligned} v_{ex1} &= v \sin \rho \sin \mu - v \cos \rho \sin \mu \cos \omega + v_{\tau} \cos \theta; \\ v_{ey1} &= v \sin \rho \cos \mu + v \cos \rho \sin \mu \sin \omega + v_{\tau} \sin \theta; \\ v_{ez1} &= -v \cos \rho \cos \omega. \end{aligned}$$

Выразим соотношения проекций скорости резания

$$\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} = -\operatorname{tg} \rho \frac{\sin \mu}{\cos \omega} + \operatorname{tg} \omega \cos \mu - \xi \frac{n_{\tau}}{n} \frac{\cos \theta}{\cos \rho \cos \omega}; \quad (5)$$

$$\frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} = -\operatorname{tg} \rho \frac{\cos \mu}{\cos \omega} - \operatorname{tg} \omega \sin \mu + \xi \frac{n_{\tau}}{n} \frac{\sin \theta}{\cos \rho \cos \omega},$$

где

$$\xi = \frac{1}{\sqrt{[1 + D/d - \cos(\mu + \theta)]^2 + \sin^2(\mu + \theta) \sin^2 \omega}};$$

$$\operatorname{tg} \rho = \frac{\sin(\mu + \theta) \sin \mu}{1 + D/d - \cos(\mu + \theta)}.$$

Для отыскания нормальных векторов \bar{n}_n и \bar{n}_3 необходимо записать уравнения соответствующих поверхностей. Поскольку поверхности резца в рассматриваемом случае конические, координаты векторов \bar{n}_n , \bar{n}_3 и $\bar{\tau}_\kappa$ будут:

$$\bar{n}_n \left\{ -\sin\theta; \cos\theta; -\text{ctg}\gamma_r \right\};$$

$$\bar{n}_3 \left\{ \sin\theta; -\cos\theta; \text{tg}\alpha_r \right\};$$

$$\bar{\tau}_\kappa \left\{ \cos\theta; \sin\theta; 0 \right\}.$$

Определим в формуле (1) каждый сомножитель в отдельности:

$$(v_e n_n \tau_\kappa) = \begin{vmatrix} \frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} & \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} & 1 \\ -\sin\theta & \cos\theta & -\text{ctg}\gamma_r \\ \cos\theta & \sin\theta & 0 \end{vmatrix} = \frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta \text{ctg}\gamma_r -$$

$$- \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta \text{ctg}\gamma_r - 1;$$

$$|v_e| = \sqrt{1 + \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}}\right)^2 + \left(\frac{v_{ey1}}{v_{ez1}}\right)^2};$$

$$(v_e n_n) = \frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta + \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta - \text{ctg}\gamma_r;$$

$$[v_e \tau_\kappa] = \begin{vmatrix} i & j & k \\ \frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} & \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} & 1 \\ \cos\theta & \sin\theta & 0 \end{vmatrix} = i \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} 0 - \sin\theta \right) =$$

$$- j \left(\frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} 0 - \cos\theta \right) + k \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta \right);$$

$$[v_e \tau_\kappa] \left\{ -\sin\theta; \cos\theta; \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta \right) \right\};$$

$$|[v_e \tau_\kappa]| = \sqrt{1 + \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta \right)^2}.$$

Подставляя расписанные сомножители в векторное соотношение (1), получим:

$$\text{tg}\gamma_r = \frac{\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta + \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta}{1 + \text{tg}\gamma_r \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta \right)} \sqrt{1 + \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}}\right)^2 + \left(\frac{v_{ey1}}{v_{ez1}}\right)^2} \quad (6)$$

$$1 + \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin\theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos\theta \right)^2$$

Аналогично записываются выражения для углов α и λ :

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\operatorname{tg} \alpha_r + \frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin \theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos \theta}{1 - \operatorname{tg} \alpha_r \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin \theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos \theta \right)} \sqrt{\frac{1 + \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \sin \theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos \theta \right)^2}{1 + \left(\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \right)^2 + \left(\frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \right)^2}}; \quad (7)$$

$$\operatorname{tg} \lambda = \frac{\frac{v_{ex1}}{v_{ez1}} \cos \theta + \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \sin \theta}{\sqrt{1 + \left(\frac{v_{ex2}}{v_{ez1}} \sin \theta - \frac{v_{ey1}}{v_{ez1}} \cos \theta \right)^2}}. \quad (8)$$

Анализ зависимостей (6) ... (8) показывает, что наибольшее влияние на кинематические углы γ , α и λ оказывают соотношение частот вращения инструмента и заготовки n_r/n , углы установки оси вращения инструмента в вертикальных плоскостях ω и η , угол контакта инструмента с заготовкой μ , которые при определенном сочетании их значений создают условия, не обеспечивающие благоприятного резания. Поэтому возникает задача поиска таких значений независимых параметров, при которых возможно получение оптимальных кинематических углов режущей части инструмента.

Методика поиска оптимальных значений углов заключалась в том, что в формулы (6) ... (8) подставлялись заданные в некоторых пределах значения факторов, оказывающих наиболее сильное влияние на параметры оптимизации, и определялись значения этих параметров. Затем по принятым факторам и полученным значениям параметров оптимизации строились пространственные зависимости, которые в силу малости принятых диапазонов факторов и параметров принимались линейными. На полученных таким образом совокупностях участков плоскостей, отражающих искомые зависимости, определялось направление оптимизации, по которому в дальнейшем и производился поиск оптимальных значений кинематических углов режущей части инструмента.

Как видно из построенной по рассчитанным на ЭВМ данным совокупности участков плоскостей, отражающих зависимости углов γ , α и λ от изменяющихся факторов (рис. 2, а), очень важно для отыскания направления оптимизации обратить внимание на одновременность соответствия трех углов заданным пределам оптимизации: $0 \leq \gamma \leq 15^\circ$, $5^\circ \leq \alpha \leq 15^\circ$, $-15^\circ \leq \lambda \leq 15^\circ$ (заштрихованные плоскости). Так, например, для того, чтобы угол γ попал в заданную область, абсолютные значения углов η и ω надо увеличивать, а чтобы задний угол α попал в эту область, необходимо увеличивать угол η и уменьшать абсолютное значение угла ω . Для угла наклона режущей кромки λ следует уменьшать абсолютное значение угла ω , не изменяя значений установочного параметра η . На основании анализа построенных зависимостей были установлены направления оптимизации одновременно трех параметров γ , α и λ , которые обозначены на рис. 2, а стрелками.

Затем с учетом установленных таким образом направлений оптимизации изменялись значения установочных параметров ω и η : $\omega = -30 \dots -3^\circ$, $\eta = -24 \dots -13^\circ$. По результатам расчетов значений углов γ , α и λ для этих значе-

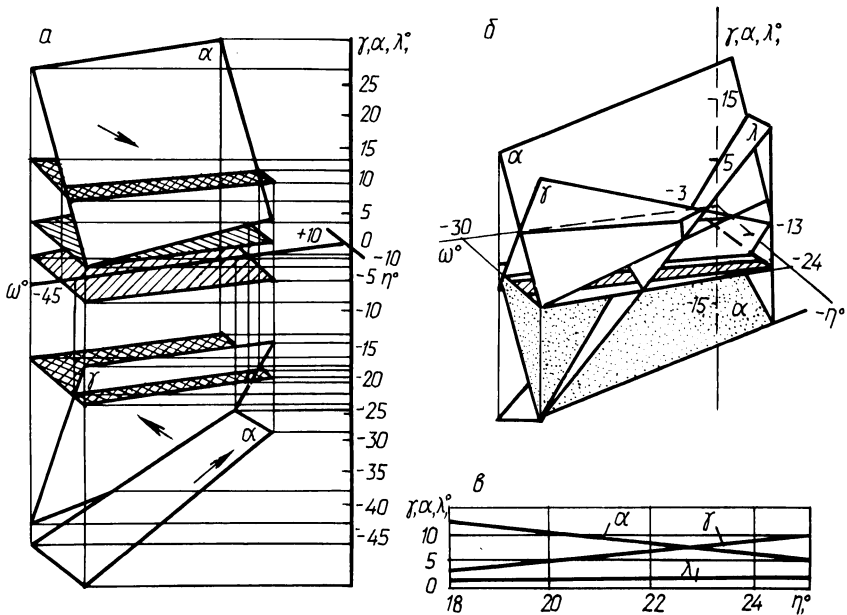


Рис. 2. Оптимизация углов режущей части инструмента γ, α и λ по параметрам ω и η при:
 а — $\gamma_r = -20^\circ, \alpha_r = 20^\circ, \mu = 0, \theta = 0, \omega = -15 \dots -45^\circ, \eta = -10 \dots 10^\circ, D/d = 1,67, n_r/n = 0$;
 б — то же при: $\alpha_r = 20$ и $35^\circ, \omega = -30 \dots -3^\circ, \eta = -24 \dots -13^\circ$; в — то же при: $\gamma_r = 15^\circ, \alpha_r = 30^\circ, \omega = 0, \eta = -18 \dots -25^\circ$

ний параметров ω и η были построены плоскости, представленные на рис. 2, б. Как видно из графика, для данных условий обработки имеется общая область (заштрихованная) значений ω и η , определяющая близкие к оптимальным значения кинематических углов γ, α и λ . Например, при $\omega = -3^\circ$ и $\eta = -24^\circ$ кинематические углы принимают значения $\gamma = 6^\circ, \alpha = 9^\circ, \lambda = 17^\circ$. Исходя из этого была еще более сужена область изменения установочных параметров ($\omega = 0$ и $\eta = -18 \dots -25^\circ$) и несколько изменены геометрические углы ($\gamma_r = -15^\circ$ и $\alpha_r = 30^\circ$). Результаты расчета значений кинематических углов γ, α и λ по этим условиям обработки представлены на рис. 2, в. Полученные в данном случае значения кинематических углов отвечают принятым ограничениям и, следовательно, в качестве оптимальных можно рекомендовать значения установочных углов $\omega = 0$ и $\eta = -22^\circ$.

Аналогично проводилась оптимизация кинематических углов γ, α и λ по углу контакта μ , установочному параметру η и соотношению частот n_r/n . Анализ графических зависимостей показал, что наиболее близкими к оптимальным пределам являются значения кинематических углов $\gamma = 7^\circ, \alpha = 8^\circ, \lambda = -5^\circ$ при $\eta = -22^\circ, n_r/n = 0,145, D/d = 1,667$ на входе зуба инструмента в зону резания и $\gamma = -2^\circ, \alpha = 16^\circ, \lambda = -9^\circ$ на выходе зуба инструмента из зоны резания.

Таким образом, полученные зависимости для расчета кинематических углов режущей части ротационного инструмента с прерывистой режущей кромкой позволили провести анализ изменения этих углов в процессе фрезерования и с использованием расчетно-графического метода оптимизировать геометрию инструмента.

УДК 621.9.02–187:621.833+621.923.6.06

В.И.ШАГУН, канд. техн. наук (БПИ),
И.Д.МЕНИЦКИЙ, В.М.ХОДЬКОВ, канд. техн. наук (ВТИ)

ВЛИЯНИЕ ПОГРЕШНОСТЕЙ СТАНКА НА ТОЧНОСТЬ ЗАТОЧКИ ЗУБОРЕЗНЫХ ГОЛОВОК

Большое влияние на точность нарезаемых конических зубчатых колес с круговыми зубьями оказывает форма и положение главной боковой режущей кромки резцов зуборезной головки. Режущая кромка должна быть прямой и лежать на образующей кругового конуса в плоскости, проходящей через ось головки.

Так как резцы по задней поверхности затылованы, то если плоскость заточки П-П (рис. 1) проходит через вершину O прямого конуса, образованного режущими кромками, и наклонена на некоторый расчетный угол γ_e к оси головки, указанные выше требования выполняются. Образующую конуса совмещают с плоскостью заточки перемещением бабки изделия.

Погрешность смещения бабки изделия приведет к тому, что плоскость заточки П-П не будет проходить через вершину прямого конуса, а режущая кромка резца не будет лежать на его образующей (см. рис. 1).

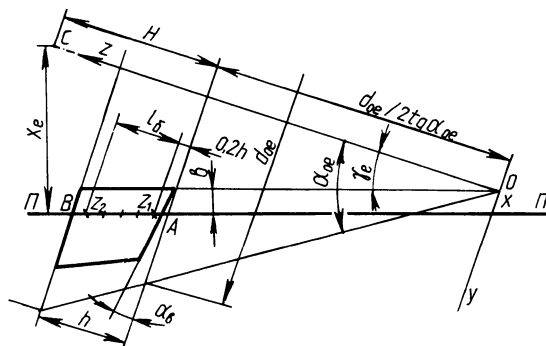


Рис. 1. Смещение вершины конуса с теоретической плоскости заточки