

ИССЛЕДОВАНИЕ ФИЗИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ ПРИ ОБРАБОТКЕ РЕЗАНИЕМ

М.И. Клушин, Г.В. Гостев, А.А. Зяпаев

РАСЧЕТ СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ КОНЦЕВОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ ХРОМОНИКЕЛЕВЫХ СТАЛЕЙ

В основу разработанного алгоритма расчета сил резания при концевом фрезеровании положен метод, предложенный ранее в работе [1] и базирующийся на соотношениях, полученных в теории обработки металлов резанием.

Алгоритм предусматривает расчет средних за оборот фрезы сил резания, что соответствует случаю равномерного фрезерования. Это позволяет использовать понятия о средней толщине и ширине среза и оперировать равнодействующими силами резания на центральном угле контакта фрезы с заготовкой φ .

При фрезеровании концевыми фрезами у каждого зуба фрезы в резании участвуют 3 режущие кромки: главная, расположенная на цилиндрической части, вспомогательная - на торцевой части и переходная режущая кромка.

Вспомогательная режущая кромка практически не вносит вклада в общую величину сил, действующих на фрезу. Влияние переходной режущей кромки на силы резания будет тем значительнее, чем меньше ширина фрезерования. Это влияние практически скажется только на величине силы P_x , которая при этом уменьшается. Зная, что сила P_x при фрезеровании невелика, геометрические особенности переходной режущей кромки при расчете сил резания учитывать нецелесообразно.

Поэтому расчет сил рассмотрим в предположении, что в процессе резания участвует только одна режущая кромка - главная, как и при цилиндрическом фрезеровании.

Равнодействующую сил при цилиндрическом фрезеровании можно рассматривать состоящей из трех проекций - P_z , P_y , P_x . Сила P_x направлена параллельно оси фрезы. На рис.1 показано как обычно рассматривается система действующих со стороны фрезы сил в поперечном её сечении. Цифрой 1 обозначены силы, действующие при встречном фрезеровании, а 2 - при попутном. Согласно рис.1, соотношения для определения сил, нормальных к контуру P_n и сил подачи P_s запи-

связываются следующим образом:

$$P_S = P_z \cos \theta + P_y \sin \theta, \quad (1)$$

$$P_N = \pm P_z \sin \theta - P_y \cos \theta,$$

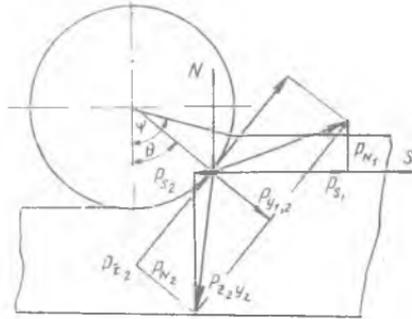
где знак " + " относится к случаю встречного фрезерования, знак " - " - попутного фрезерования.

Средняя толщина среза a_{cp} и средняя ширина среза Σ_δ при цилиндрическом фрезеровании определяются из соотношений:

$$a_{cp} = S_z \frac{2t}{D \alpha z c \cos(1-2 \frac{t}{D})}, \quad (2)$$

$$\Sigma_\delta = \frac{\delta z}{\cos \omega} \alpha z c \cos(1-2 \frac{t}{D}). \quad (3)$$

В предположении, что угол θ , определяющий



Р и с.1. Система сил, действующих на обрабатываемую деталь в поперечной плоскости при цилиндрическом фрезеровании

положение точки приложения равнодействующей силы, делит площадь сечения срезаемого слоя пополам (см. рис.1), его можно определить по формуле

$$\theta = \alpha z c \cos \frac{1 + \cos \psi}{2} \quad (4)$$

Угол θ был бы верен, если бы коэффициент усадки стружки γ_L при изменении толщины среза в пределах угла ψ был постоянным. Проведенные в работе [2] измерения показали, что на дуге контакта длиной, примерно, 30 мкм коэффициент γ_L изменяется при фрезеровании сталей от 6-7 до 2 единиц, оставаясь постоянным на остальной части длины контакта. При увеличении γ_L увеличивается площадь сдвига, а следовательно, возрастают силы резания. В итоге это приводит к тому, что положение равнодействующей силы будет определяться не углом, рассчитанным по формуле (4), а меньшим углом, особенно при малых значениях S_z и $\frac{t}{D}$.

Неблагоприятные условия деформирования при врезании в условиях встречного фрезерования дополнительно способствуют уменьшению угла, определяющего положение равнодействующей силы по сравнению с рассчитанным по (4). Кроме того, формула (4) не учитывает также, различ-

ной зависимости сил от толщины среза, приложенных к передним и задним поверхностям зубьев фрез. Особенно это сильно сказывается при малых значениях S_z , $\frac{t}{D}$ и большой величине износа по задним поверхностям. На основании анализа, проведенного для определения угла θ_{nn} , характеризующего положение равнодействующей сил, приложенных к передним поверхностям зубьев фрез, для случая попутного фрезерования получена формула:

$$\theta_{nn} = \arccos \left[\cos^2 \frac{\psi}{2} + 0,5 \sin^2 \frac{\psi}{2} (1 - \sin \frac{\psi}{2}) \right], \quad (5)$$

а для встречного фрезерования -

$$\theta_{nv} = (0,85 + 0,15 \sin \frac{\psi}{2}) \theta_{nn}. \quad (6)$$

Расхождение между значениями θ , определенными по (4) и (5) или (6) может составить 15%.

Точка приложения равнодействующей сил, действующих на задние поверхности зубьев фрезы, будет находиться в середине дуги контакта фрезы с заготовкой, т.е.

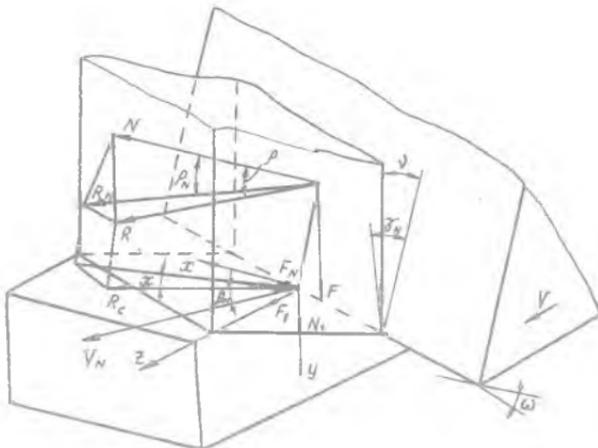
$$\theta_f = \frac{\psi}{2}. \quad (7)$$

Это обусловлено тем, что силы, приложенные к задним поверхностям инструмента, от толщины среза практически не зависят

$$\psi = \arccos \left(1 - 2 \frac{t}{D} \right). \quad (8)$$

При рассмотрении косоугольного свободного резания при цилиндрическом фрезеровании можно получить соотношения для определения сил резания.

На рис.2 показана система сил при свободном косоугольном резании [3]:



Р и с.2. Система сил при свободном косоугольном резании

$$\begin{aligned}
 P_z &= N \cos \gamma_N \cos \omega + F \cos \nu \sin \gamma_N \cos \omega + F \sin \nu \sin \omega + F_1; \\
 P_y &= F \cos \nu \cos \gamma_N - N \sin \gamma_N + N_1; \\
 P_x &= N \cos \gamma_N \sin \omega + F \cos \nu \sin \gamma_N \sin \omega - F \sin \nu \cos \omega.
 \end{aligned}
 \tag{9}$$

Нормальную N и касательную F силы, действующей на переднюю поверхность, можно рассчитать по следующим формулам :

$$N = \frac{\tau_{ср} \cos \alpha \cos \rho_N \Delta c p \Sigma b}{\sin \beta_N \cos (\rho_N + \beta_N - \gamma_N)} ;
 \tag{10}$$

$$F = N \operatorname{tg} \rho
 \tag{11}$$

Угол отклонения стружки от перпендикуляра к режущей кромке для практических расчетов можно принять равным углу наклона режущих кромок к оси фрезы ω (для случая цилиндрического фрезерования).

Нормальный передний угол γ_N

$$\gamma_N = \operatorname{arctg} (\operatorname{tg} \gamma \cos \omega).
 \tag{12}$$

Угол между вектором скорости сдвига и нормальной к передней поверхности плоскостью x

$$x = \operatorname{arctg} \frac{\operatorname{tg} \omega \cos (\beta_N - \gamma_N) - \operatorname{tg} \nu \sin \beta_N}{\cos \gamma_N}
 \tag{13}$$

Нормальный угол трения ρ_N определится по формуле

$$\rho_N = \operatorname{arctg} (\operatorname{tg} \rho \cos \nu).
 \tag{14}$$

Фундаментальные параметры, входящие в выражения (9) - (14), при современном развитии теории резания металлов и ряда смежных наук можно определить только на основании результатов соответствующих опытов при резании металлов. К таким параметрам относятся :

$\tau_{ср}$ - среднее касательное напряжение на плоскости сдвига; силы, действующие на задние поверхности - касательная F_1 и нормальная N_1 , F_1 - угол трения, который можно определить, если известны силы F и N или коэффициент трения стружки о переднюю поверхность μ по формуле:

$$\rho = \operatorname{arctg} \frac{F}{N} = \operatorname{arctg} \mu
 \tag{15}$$

β_N - нормальный угол сдвига получим, если известен коэффициент усадки стружки по длине η_u :

$$\beta_N = \operatorname{arctg} \frac{\cos \beta_N}{\eta_u - \sin \beta_N}.
 \tag{16}$$

Соотношения для определения указанных параметров были найдены на основании обработки результатов опытов, полученных при точении

и концевом фрезеровании 12 марок сталей, содержащих в качестве легирующих элементов в основном хром и никель-45, 40Х, 1Х18Н10Т, 1Х18Н10Т, 2Х17Н1, Х23Н18, 2Х13 (двух разных плавок), 30ХГСА, ХВГ, 65Г. Свойства сталей в целом изменялись в достаточно широких пределах: содержание углерода - от 0,09 до 0,99%, хрома от 0 до 24%, никеля от 0 до 18%. Твердость НВ изменялась от 131 до 307 кг/мм², предел прочности - от 48,8 до 103,8 кг/мм².

При точении скорость резания изменялась от 9,5 до 51 м/мин, подача - от 0,022 до 0,27 мм/об (толщина среза - от 0,015 до 0,19 мм), глубина резания была постоянной и составляла 2,3 мм ($\delta = 3,76$ мм), передний угол γ - от 5 до 17°, угол наклона главной режущей кромки $\lambda = 30^\circ$, главный угол в плане $\varphi = 45^\circ$. При фрезеровании скорость резания изменялась от 5 до 31 м/мин, подача на зуб s_z - от 0,007 до 0,208 мм/зуб, отношение $\frac{f}{D}$ - от 0,025 до 1,0, отношение $\frac{S}{D}$ - от 0,1 до 1,0, передний угол γ изменялся от 17 до 23°, $\omega \approx 33^\circ$. Опыты проводились без применения СОЖ.

По результатам опытов при точении (определялись 3 проекции силы резания и коэффициент усадки стружки) было получено соотношение только для расчетного определения величины $\Sigma = \rho_N + \beta_N - \gamma_N$. Хотя резы имели большую величину угла λ , при обработке ряда сталей нарост на передней поверхности носил довольно выраженный характер, что увеличивало фактический передний угол γ . Естественно, что рассчитанные значения углов β_N и ρ_N , получились отличными от действительных, однако на величину Σ это обстоятельство практически влияния не оказало. Как показали расчеты, даже если нарост изменяет передний угол на 20° изменение Σ составляет менее 2-3%.

Анализ полученных данных выявил зависимость Σ от элементов режима резания, геометрии инструмента и свойств обрабатываемого материала (рис.3). Коэффициенты интерполяционной зависимости для вычисления величины Σ (как и для других параметров в данной работе) получены с использованием известного в теории планирования эксперимента метода Бокса-Уилсона [4]. Зависимость для определения Σ получена в виде:

$$\Sigma = \frac{1}{57.3} \left[45,95 + 0,048 (C_2 - 10,5)^2 - 0,624 \frac{HB}{100} - 15,4 (C - 0,48) \right] \frac{(V_{ср})^{0,04}}{(n+0,5)^{0,2}} \cos(17^\circ)$$

где C_2, C - процентное содержание хрома и углерода в стали; НВ - твердость стали.

По результатам опытов при концевом фрезеровании определялись проекции ρ_z, ρ_y, ρ_x с помощью специальной динамометрической аппа-

ратуры (ВНИИ) получены соотношения для вычисления остальных параметров необходимых при расчете силы резания. Силы F_f и N_f определялись методом экстраполяции силовых зависимостей на нулевую толщину среза. Установлено сильное влияние на их величину износа на задних поверхностях зубьев фрезы h_f (рис.4). Для расчета F_f и N_f получены зависимости:

$$F_f = F_{10} \sum \delta 10^{K_f h_f} \text{ кг,} \quad (18)$$

где $F_{10} = 0,8 + 0,109 \sqrt{C + Mn + Cg + Ni + Ti + W}$; $K_f = -0,85 + 0,98 \left(\frac{HB}{100} - 2,05 \right)^2 + 2,85 \cdot 10^{0,125C} - 0,195 \left(\frac{Cg}{10} - 1,2 \right)^2$;

C, Mn, Cg, Ni, Ti, W - процентное содержание в стали углерода, марганца, хрома, никеля, титана, вольфрама;

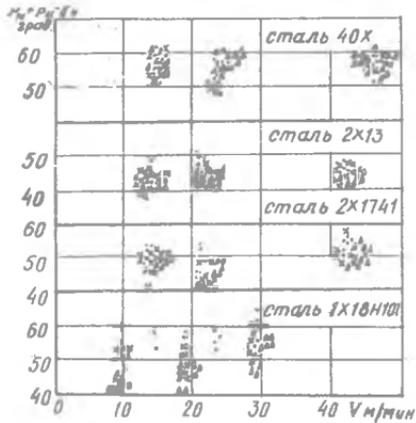
$$N_f = 1,08 F_f, \text{ кг.} \quad (19)$$

При концевом фрезеровании наблюдаются довольно высокие коэффициенты трения (рис.5). С увеличением v , a_{cp} и уменьшением γ коэффициент μ уменьшается. Для вычисления μ получена интерполяционная формула

$$\mu = \mu_0 \left(\frac{15,5}{v} \right)^{2\mu} \left(\frac{0,0582}{a_{cp}} \right)^{\mu_1} (0,85 + 0,573\gamma);$$

$$z\mu = 0,031; \quad (20)$$

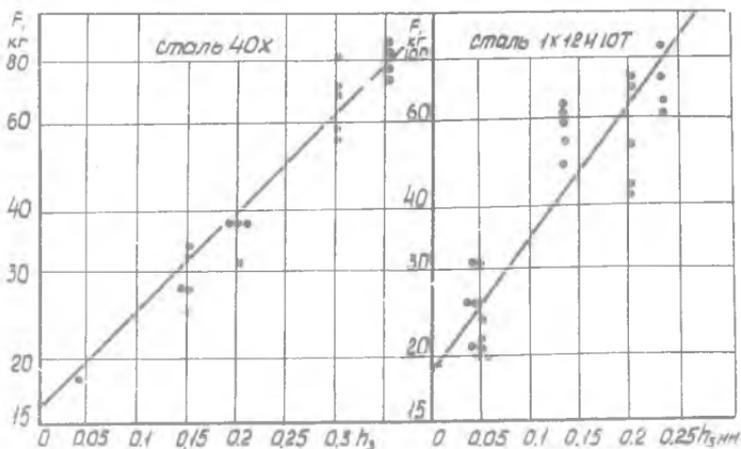
$$\mu_1 = 0,025 + 0,023 \left(\frac{Cg}{10} - 1,15 \right)^2$$



Р и с.3. Влияние условий обработки на величину $\rho_N^+, \beta_N - \gamma_N$ при точении с $\lambda = 30^\circ$; $\alpha - \gamma = 50^\circ$; $x - \gamma = 11^\circ$; $\Delta - \gamma = 17^\circ$

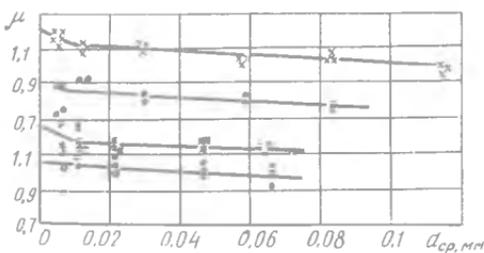
На рис. 6 приведены зависимости $\tau_{сгв}$ от a_{cp} для некоторых обрабатываемых металлов. Анализ полученных результатов в целом показал, что величину $\tau_{сгв}$ для данного обрабатываемого материала можно принять постоянной. Зависимость для определения $\tau_{сгв}$ получена в виде

$$\tau_{сгв} = 74,5 + 0,15HB + 24C + 4,45 \left(\frac{Cg}{10} - 0,9 \right)^2 - 1,8 \left(\frac{Ni}{10} - 5 \right)^2 \text{ кг/мм}^2 \quad (21)$$



Р и с. 4. Зависимость сил трения на задней поверхности от износа концевых фрез

Приведенные зависимости для определения основных параметров



Р и с. 5. Влияния условий обработки на коэффициент трения μ при концевом фрезеровании: \circ - сталь 40X; \times - сталь 2X13; \square - сталь 2X17H1; \triangle - сталь 1X12H10T

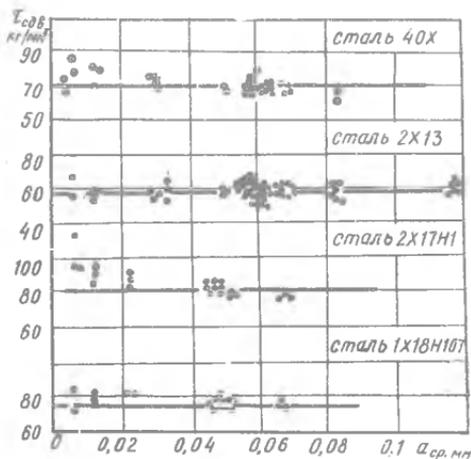
процесса резания при концевом фрезеровании были получены применительно к встречному фрезерованию. С целью выяснения специфики влияния условий попутного фрезерования на основные характеристики процесса резания при цилиндрическом фрезеровании были проведены сравнительные испытания при попутном и встречном фрезеровании. Эти испытания пока-

зали, что различие в величинах сил резания определяется в основном значениями $\tau_{сг\delta}$. В среднем при попутном фрезеровании $\tau_{сг\delta}$ на 8% меньше, чем при встречном.

Результаты опытов по выявлению влияния смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ) на силы резания показали, что это влияние невелико. При расчетах можно принять, что для случая обработки с СОЖ

силы резания меньше, примерно, на 5%, чем при резании всухую.

Таким образом, на основании сведений о химическом составе обрабатываемого металла, его твердости, при заданных геометрических параметрах концевой фрезы (быстрорежущей) и элементах режима резания с помощью разработанных зависимостей для определения основных параметров процесса резания при цилиндрическом фрезеровании (I7) - (2I) можно рассчитать проекции силы резания P_z , P_y , P_x .



Р и с. 6. Влияние условий обработки на касательное напряжение на плоскости сдвига при концевом фрезеровании

Для расчета сил P_N и P_S рекомендуется пользоваться следующими формулами:

при попутном фрезеровании

$$\begin{aligned} P_S &= R_z \cos \theta_{nn} - R_y \sin \theta_{nn} + F_1 \cos \theta_f - N_1 \sin \theta_f, \\ P_N &= R_z \sin \theta_{nn} + R_y \cos \theta_{nn} + F_1 \sin \theta_f + N_1 \cos \theta_f, \end{aligned} \quad (22)$$

при встречном фрезеровании

$$\begin{aligned} P_S &= R_z \cos \theta_{nb} + R_y \sin \theta_{nb} + F_1 \cos \theta_f + N_1 \sin \theta_f, \\ P_N &= -R_z \sin \theta_{nb} + R_y \cos \theta_{nb} - F_1 \sin \theta_f + N_1 \cos \theta_f. \end{aligned} \quad (23)$$

За положительное направление P_N принято направление от фрезы к заготовке, а P_S - направление, совпадающее с направлением подачи при попутном фрезеровании и обратное направлению подачи при встречном фрезеровании.

Отметим, что расчеты P_N и P_S по формулам вида (I) в ряде случаев приводят к значительным ошибкам.

Экспериментальная проверка разработанной методики расчета сил резания при цилиндрическом фрезеровании показала, что хорошее совпадение расчетных и опытных значений сил можно ожидать при содержании в стали: углерода до 1,2%, хрома до 30%, никеля до 20-25%, титана, вольфрама, кремния до 1%, при изменении твердости HB от 120 до 350 кг/мм².

Л и т е р а т у р а

1. К л у ш и н М.И. Алгоритм расчета сил и скоростей резания. В сб. : Труды института, Проектный, технологический и научно-исследовательский институт. ОНТИ, Горький, 1963.
2. Резание металлов и технологическая точность деталей в машиностроении. Под ред. Ю.А. Розенберга, Курган, 1968.
3. З о р е в Н.Н. Механика процесса резания металлов. М., Машгиз, 1956.
4. Н а л и м о в В.В., Ч е р н о в а Н.А. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов. М., " Наука", 1965.

А.И. Афонасов, В.А. Красильников, М.Ф. Полетика

НАПРЯЖЕНИЯ И НЕКОТОРЫЕ ДРУГИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРИ РЕЗАНИИ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Как показали многочисленные исследования, отличительной особенностью титановых сплавов является склонность к элементному стружкообразованию. При этом образуются элементы с резкой дифференциацией деформации по объему: наиболее деформированы слои, прилегающие к поверхности раздела элементов и к их контактной поверхности. При резании титановых сплавов с оптимальными режимами типичным является образование суставчатой стружки, у которой элементы связаны воедино сравнительно тонким, но сильно продеформированным контактным слоем.

Основными параметрами, характеризующими деформацию при элементном стружкообразовании, являются угол скалывания φ , шаг элементов по контактной поверхности m и характеристика сплошности стружки $k = \frac{a_2}{a_1}$, где a_1 - толщина суставчатой стружки, измеренная по выступающим кромкам элементов; a_2 - толщина ее сплошного слоя. Рис.1 и 2 иллюстрируют зависимость наиболее важных параметров φ и k от условий резания. Мы видим, что с увеличением как скорости резания, так и толщины среза угол φ растет, а показатель сплошности k , напротив, уменьшается - стружка приобретает все более выраженный элементный характер.

Создание специального четырехкомпонентного динамометрического прибора позволило провести методом разрезного резца исследование