

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ АДГЕЗИОННОГО ИЗНОСА ТОРЦОВЫХ ФРЕЗ

Рассматривается физико-вероятностная модель процесса адгезионного износа режущего инструмента на операциях торцового фрезерования. Приведены расчетные значения стойкости торцовых фрез по критерию предельно допустимого износа по задней поверхности режущего инструмента для различных сочетаний обрабатываемого и инструментального материалов в зависимости от режимов резания. Осуществлена экспериментальная проверка предлагаемой модели.

В технологических процессах обработки металлов резанием удельный вес операций фрезерования составляет до 15% от общего количества операций металлообработки. Выбор рациональных режимов резания и геометрических параметров режущего инструмента при фрезеровании вызывает необходимость разработки математических моделей, связывающих его стойкость и вышеперечисленные параметры. В настоящее время при разработке технологических процессов выбор режимов резания осуществляется с использованием эмпирических зависимостей вида:

$$v = \frac{C_v D^q}{T^m t^x s_z^y B^u z^p} K_v, \quad (1)$$

здесь v – скорость резания; D – диаметр фрезы; T – период стойкости режущего инструмента; s_z – подача на зуб фрезы; B – ширина фрезерования; z – число зубьев фрезы; $C_v, K_v, q, m, x, y, u, p$ – коэффициенты, характеризующие конкретные условия обработки. Несмотря на очевидные преимущества, связанные с простотой расчета, подобные зависимости не отражают в полном объеме сущность физических процессов, протекающих в режущей части инструмента при его эксплуатации.

В настоящей работе на основании предположений об адгезионном характере износа режущего инструмента предлагается модель, позволяющая прогнозировать его стойкость на операциях торцового фрезерования.

При разработке модели были приняты следующие допущения:

- основным видом износа зуба торцовой фрезы является износ по задней поверхности;
- критерием износа зуба фрезы является образование на его задней поверхности площадки износа предельно допустимой шириной $[h]$;

– средняя температура на площадке физического контакта задней поверхности режущего инструмента с материалом обрабатываемой заготовки постоянна в течение времени контакта и определяется в соответствии с алгоритмом

теплофизического анализа, подробно рассмотренного в работе [1]:

$$\Theta = (1 + c)\Theta_d T_n + \frac{0,1}{\lambda_m} \sqrt{\frac{\omega h_o}{v}} (q_m - 1,82q_d), \quad (2)$$

где Θ_d – средняя температура деформации обрабатываемого материала; λ_m – теплопроводность обрабатываемого материала; ω – температуропроводность обрабатываемого материала; h_o – ширина площадки физического контакта задней поверхности зуба фрезы с обрабатываемым материалом; q_m – плотность теплового потока от сил трения на задней поверхности; q_d – плотность теплового потока от деформации обрабатываемого материала; c, T_n – безразмерные коэффициенты.

Материалы режущей части инструмента и обрабатываемой заготовки в зоне резания считаются жесткопластичными и для всей этой зоны характеризуются постоянными значениями напряжений текучести инструментального σ_{cu} и обрабатываемого σ_{cm} материалов.

Стойкость зуба торцовой фрезы может быть определена по формуле:

$$T = \frac{N \cdot \tau}{60}, \quad N = \frac{[h]}{h}, \quad (3)$$

где N – количество деталей, обработка которых возможна до достижения критерия износа; τ – время обработки одной детали; h – приращение фаски износа за время контакта при обработке одной детали.

Для оценки величины N примем, что объем изношенной части зуба фрезы dQ за элементарный отрезок времени контакта задней поверхности зуба фрезы с обрабатываемым материалом dt определяется из геометрических соотношений (рисунок 1) выражением:

$$dQ = b \cdot (h \cdot dh \cdot \operatorname{tg} \alpha + 0,5 \cdot dh^2 \operatorname{tg}^2 \alpha (1 - \operatorname{tg} \gamma)),$$

$$b = \frac{B}{\sin \varphi \cdot \cos \lambda}, \quad (4)$$

b – ширина зоны контакта задней поверхности зуба фрезы с обрабатываемым материалом, t – глубина срезаемого слоя, φ – угол наклона главных лезвий к торцовой плоскости, λ – угол на-

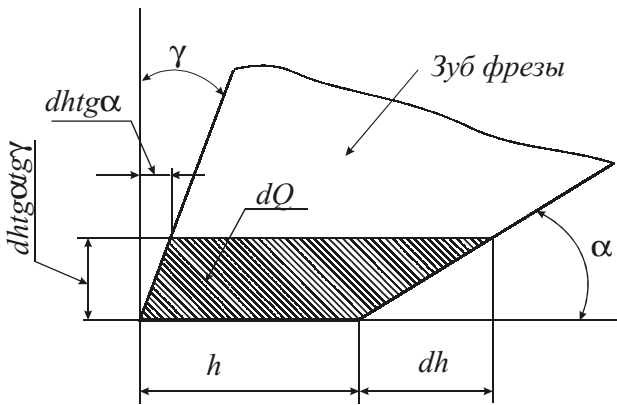


Рисунок 1. Расчетная схема для определения объема материала, удаленного с задней поверхности режущего инструмента за элементарный отрезок времени контакта с обрабатываемым материалом.

клона режущей кромки зуба фрезы, γ – передний угол зуба фрезы, α – задний угол зуба фрезы.

С другой стороны, основываясь на допущении об адгезионном механизме износа режущего инструмента, объем изношенной части зуба фрезы dQ за время dt можно оценить зависимостью:

$$dQ = P_u \cdot v \cdot \eta \cdot \delta \cdot b \cdot dt, \quad (5)$$

где η – доля области контакта задней поверхности зуба фрезы с материалом обрабатываемой заготовки, на которой возможно образование адгезионных металлических связей (АМС);

P_u – вероятность смещения зоны разрушения АМС в материал инструмента;

v – скорость резания;

δ – толщина слоя, из которого происходит вынос продуктов разрушения АМС.

Активация и образование АМС происходят преимущественно в результате пластической деформации элементарных объемов поверхностных микронеровностей обрабатываемого материала в области его контакта с задней поверхностью режущего инструмента. Уровень этой активации оценивается мощностью W пластической деформации указанных объемов. Достаточный для образования АМС уровень активации определяется мощностью W_n , которая затрачивается на полное пластическое смятие поверхностных микронеровностей обрабатываемого материала в пределах площадки контакта. Исходя из вышесказанного, величину η можно оценить зависимостью:

$$\eta = \frac{W}{W_n} \approx \frac{q}{q_n}, \quad q_n = 2,5\sigma_{cm}(1-\mu), \quad (6)$$

где q – среднее нормальное давление на площадке контакта; q_n – нормальное давление, необходимое для полного пластического смятия поверхностных микронеровностей обрабатываемого материала на данной площадке [2]; μ – коэффициент трения обрабатываемого материала с задней поверхностью режущего инструмента ($\mu \approx 0,4 \div 0,6$).

Величина P_u зависит от чувствительности механизмов разрушения поверхностных слоев инструмента и обрабатываемого металла к субмикродофектам в структуре АМС. Основной характеристикой такой чувствительности являются длины критических трещин Гриффитса [3] в поверхностных слоях инструментального l_n и обрабатываемого l_m материалов. В первом приближении можно полагать, что:

$$P_u = \frac{l_u}{l_u + l_m}, \quad \frac{l_u}{l_m} = \frac{\sigma_m^2}{\sigma_n^2}, \quad (7)$$

где σ_n , σ_m – пределы прочности на разрыв материала инструмента и обрабатываемого материала при средней температуре на площадке контакта. Полагая материал режущей части инструмента и материал обрабатываемой заготовки жесткопластичными, отношение $\frac{\sigma_m^2}{\sigma_n^2}$ можно заменить отношением $\frac{\sigma_{cm}^2}{\sigma_{cn}^2}$. Разрушение АМС обусловлено преимущественно действиями дислокационных механизмов. Тогда величину δ можно считать равной толщине линий скольжения в полосах скольжения в металле обрабатываемой заготовки. Для широкого спектра конструкционных сталей можно полагать $\delta \approx 5 \cdot 10^{-9} m$ [3].

Для определения величины η , на основании экспериментальных данных [4], примем, что распределение контактных давлений на задней поверхности зуба фрезы описывается следующим выражением:

$$q(x) = q_{max.3} \cdot \left(1 - \frac{x}{h}\right), \quad q_{max.3} = 2 \cdot \tau_\phi \cdot (1,3 + \gamma) + \tau_\phi \cdot \sin 2\gamma, \quad (8)$$

где h – ширина площадки износа задней поверхности зуба фрезы; $q_{max.3}$ – максимальное нормальное давление на задней поверхности [5]; τ_ϕ – напряжение сдвига в срезаемом слое при температуре на площадке контакта задней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом.

Средняя величина нормальных давлений равна:

$$q = \frac{q_{\max.3}}{h} \int_0^h \left(1 - \left(\frac{x}{h}\right)\right) dx = \frac{q_{\max.3}}{2}. \quad (9)$$

С учетом (8) зависимость (5) приобретает следующий вид:

$$\eta = \frac{q_{\max.3}}{5\sigma_{\text{см}}(1-\mu)}. \quad (10)$$

Если значения величины η таковы, что $\eta > 1$, то это означает, что образование АМС возможно в пределах всей зоны контакта обрабатываемого материала с задней поверхностью режущего инструмента. Тогда необходимо принять $\eta = 1$.

Приравнявая выражения (4, 5), с учетом (7) после интегрирования получаем зависимость для определения величины приращения площади износа при обработке одной детали:

$$h = \sqrt{v\delta\tau \frac{q_{\max.3}}{2,5(1-\mu)} \frac{\sigma_{\text{см}}}{(\sigma_{\text{см}}^2 + \sigma_{\text{си}}^2)}}, \quad (11)$$

где τ – фактическое время контакта задней поверхности зуба фрезы с обрабатываемой заготовкой при обработке одной детали.

С учетом (10) выражение для оценки величины N принимает вид:

$$N = [h] \sqrt{\frac{2,5 \cdot (1-\mu) \cdot (\sigma_{\text{см}}^2 + \sigma_{\text{си}}^2)}{v \cdot \delta \cdot \tau \cdot q_{\max.3} \cdot \sigma_{\text{см}}}}. \quad (12)$$

Стойкость режущего инструмента по критерию предельно допустимого износа по задней поверхности N оценивали при средних значениях параметров, входящих в выражение (12). В качестве оценки влияния возможных колебаний данных параметров на расчетные значения стойкости использовались коэффициенты вариации:

$$V = \frac{\sigma_N}{N}, \quad \sigma_N = \sqrt{\sum_{j=1}^n \left(\frac{\partial N}{\partial x_j}\right)^2 \cdot \sigma_{x_j}^2}, \quad (13)$$

где σ_N – среднеквадратическое отклонение величины N ; x_j – параметры, оказывающие наиболее существенное влияние на колебание значений величин N ; σ_{x_j} – среднеквадратические отклонения величин x_j . С использованием (13) для рассчитанных значений стойкости режущего инструмента определялись доверительные интервалы с уровнем доверительной вероятности 0,95:

$$N + U_{0,95}\sigma_N \leq N^* \leq N - U_{0,95}\sigma_N, \quad (14)$$

где $U_{0,95}$ – квантиль нормального распределения, соответствующая вероятности 0,95.

При оценке величин σ_N и построении доверительных интервалов для величины N в ка-

честве параметров x_j были приняты следующие величины:

– предел текучести материала инструмента – $\sigma_{\text{си}}$;

– предел текучести обрабатываемого материала – $\sigma_{\text{см}}$.

Среднеквадратические отклонения величин $\sigma_{\text{си}}$ и $\sigma_{\text{см}}$ принимались равными: $\sigma_{\sigma_{\text{си}}} = 0,05\sigma_{\text{си}}$, $\sigma_{\sigma_{\text{см}}} = 0,05\sigma_{\text{см}}$.

Значения напряжений текучести материала режущей части инструмента и материала обрабатываемой заготовки, входящие в (11), с учетом допущения о жесткопластичности данных материалов полагались равными:

$$\sigma_{\text{си}} = \sigma_{\text{ви}}, \quad \sigma_{\text{см}} = \sigma_{\text{в}}, \quad \sigma_{\text{ви}} = 0,7\sigma_{\text{и}}, \quad (13)$$

где $\sigma_{\text{ви}}$, $\sigma_{\text{в}}$ – пределы прочности на растяжение материала инструмента и материала обрабатываемой заготовки; $\sigma_{\text{и}}$ – предел прочности на изгиб материала инструмента. Величины $\sigma_{\text{и}}$ и $\sigma_{\text{в}}$ учитывались при средней температуре на задней поверхности режущего инструмента. Их значения в зависимости от величины Θ для различных видов инструментального и обрабатываемого материалов были аппроксимированы выражениями, представленными в таблицах 1, 2. При проведении аппроксимации использовались результаты экспериментальных исследований, опубликованные в [6-8].

На рисунке 2 представлены расчетные значения стойкости режущего инструмента при фрезеровании стали 15Х25Т ($\sigma_{\text{в}} = 530$ МПа) однозубой фрезой диаметром $D = 105$ мм, оснащенной пластиной из твердого сплава ВК8

Таблица 1. Выражения для определения значений предела прочности на изгиб материала режущей части инструмента

№ п/п	Материал режущей части инструмента	Интервал температур	Зависимость для определения $\sigma_{\text{и}}$	Погрешность аппроксимации
1	ВК8	<397	$\sigma_{\text{и}} = 1655 + 0,094 \cdot (\Theta - 20)$	0,03 0,04
		>397	$\sigma_{\text{и}} = 1380 \cdot \exp(0,0009(600 - \Theta))$	
2	Т14К8	< 600°C	$\sigma_{\text{и}} = 890 - 0,044 \cdot (\Theta - 200)$	0,07 0,02
		> 600°C	$\sigma_{\text{и}} = 628 - 0,55 \cdot (\Theta - 1000)$	
3	Т15К6	<727°C	$\sigma_{\text{и}} = 1080 - 0,15 \cdot (\Theta - 400)$	0,05 0,08
		>727°C	$\sigma_{\text{и}} = 700 - 0,93 \cdot (\Theta - 800)$	

Таблица 2. Выражения для определения значений предела прочности на растяжение материала обрабатываемой заготовки

Обрабатываемый материал	Зависимость для определения $\sigma_{\text{в}}$	Погрешность аппроксимации
Ст.45	$\sigma_{\text{в}} = 110 \cdot \exp(0,004(800 - \Theta))$	0,03
ВТ6	$\sigma_{\text{в}} = 530 \cdot \exp(0,002(500 - \Theta))$	0,03
ЗВ	$\sigma_{\text{в}} = 530 \cdot \exp(0,001(600 - \Theta))$	0,05
15Х25Т	$\sigma_{\text{в}} = 76 \cdot \exp(0,004(700 - \Theta))$	0,07
12ХН3А	$\sigma_{\text{в}} = 40 \cdot \exp(0,003(1000 - \Theta))$	0,03

($\sigma_{и} = 1650 \text{ МПа}$), в зависимости от скорости резания, полученные при следующих значениях исходных данных:

– теплофизические характеристики обрабатываемого материала – $\omega = 0,035 \text{ м}^2/\text{с}$, $\lambda = 17,4 \text{ Вт}/\text{м}^\circ\text{С}$;

– геометрические параметры режущей части инструмента – $\gamma = -10^\circ$, $\alpha = 5^\circ$, $\phi = 60^\circ$, $\lambda = 3^\circ$;

– режимы резания – $t = 1,5 \text{ мм}$, $V = 40 \text{ мм}$, $s_z = 0,1 \text{ мм}/\text{зуб}$;

– предельно допустимая ширина площадки износа – $[h] = 1 \text{ мм}$.

Здесь же представлены доверительные интервалы для стойкости и результаты экспериментальных исследований, представленных в работе [9].

На рисунке 3 представлены расчетные значения стойкости режущего инструмента при фрезеровании титанового сплава 3В ($\sigma_{в} = 900 \text{ МПа}$) однозубой фрезой диаметром $D = 370 \text{ мм}$, оснащенной пластинами из твердого сплава Т14К8 ($\sigma_{и} = 1130 \text{ МПа}$), в зависимости от подачи на зуб, полученные при следующих значениях исходных данных:

– теплофизические характеристики обрабатываемого материала – $\omega = 0,04 \text{ м}^2/\text{с}$, $\lambda = 8 \text{ Вт}/\text{м}^\circ\text{С}$;

– геометрические параметры режущей части инструмента – $\gamma = -10^\circ$, $\alpha = 10^\circ$, $\phi = 45^\circ$, $\lambda = 0^\circ$;

– режимы резания – $t = 5 \text{ мм}$, $V = 200 \text{ мм}$, $v = 18,6 \text{ м}/\text{мин}$;

– предельно допустимая ширина площадки износа – $[h] = 1 \text{ мм}$.

Здесь же представлены доверительные интервалы для стойкости и результаты эксперимен-

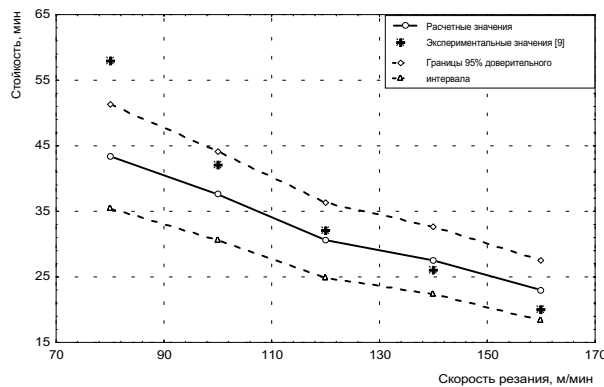


Рисунок 2. Расчетные значения стойкости режущего инструмента в зависимости от скорости резания при фрезеровании стали 15Х25Т фрезой, оснащенной пластинами из сплава ВК8

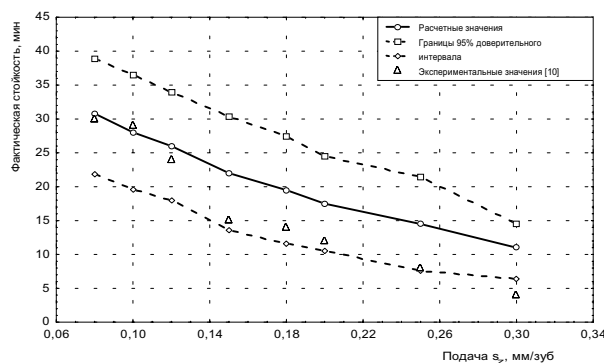


Рисунок 3. Расчетные значения стойкости режущего инструмента в зависимости от подачи при фрезеровании титанового сплава 3В фрезой, оснащенной пластинами из сплава Т14К8.

тальных исследований, представленные в работе [10]. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений стойкости режущего инструмента позволяет сделать вывод об адекватности предлагаемой модели.

Список использованной литературы:

1. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. - М.: Машиностроение, 1981. - 279 с.
2. Степанский Л.Г. Оценка стойкости инструмента для обработки давлением: Учеб. пособие. – М.: Мосстанкин, 1988. – 68 с.
3. Владимиров В.И. Физическая природа разрушения металлов. – М.: Металлургия, 1984. – 280 с.
4. Подпоркин В.Г., Бердников Л.Н. Фрезерование труднообрабатываемых материалов. – М.: Машиностроение, 1972, 112 с.
5. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1982. - 320 с.
6. Лошак М.Г. Прочность и долговечность твердых сплавов. – Киев: Наукова Думка, 1984. - 328 с.
7. Креймер Г.С. Прочность твердых сплавов. – М.: Металлургия, 1971. - 248 с.
8. Сопrotивление пластической деформации металлов и сплавов. Справочник. Полухин П.И., Гун Г.Я., Галкин А.М. М.: Металлургия, 1983. - 352 с.
9. Ташлицкий Н.И., Попов А.В. Влияние жесткости технологической системы на стойкость твердосплавных торцовых фрез // Вестник машиностроения, 1987, №12, с. 46-48.
10. Созинов А.И., Иванов Ю.В., Стрoшков А.Н. Фрезерование крупных заготовок из труднообрабатываемых сплавов // Станки и инструмент, 1991, №2 с. 15-17.