

Широкое внедрение изделий из титановых сплавов пока сдерживается их сравнительно высокой стоимостью. Объясняется это главным образом трудностью обработки резанием, что связано с интенсивным изнашиванием режущего инструмента (РИ) и снижением производительности, сложностью достижения требуемого качества поверхностного слоя деталей и обеспечения их эксплуатационных характеристик, а также чувствительностью титановых сплавов к условиям окончательной обработки.

Существующие в настоящее время модели процесса резания титановых сплавов [1 и 2] соответствуют традиционной лезвийной обработке и недостаточно полно учитывают основные особенности высокоскоростного резания, что не позволяет максимально эффективно использовать станки повышенной жесткости и новые инструментальные материалы для увеличения производительности обработки (в частности, фрезерования) титановых сплавов.

Для решения этой задачи необходимо создать комплекс моделей, позволяющих установить оптимальные режимы высокоскоростного фрезерования (ВСФ) с учетом особенностей данного процесса. В рамках этой работы авторами создана теплофизическая модель процесса ВСФ титановых сплавов для решения задачи баланса теплоты между контактирующими телами и расчета температуры в заготовке и РИ с учетом охлаждения смазочно-охлаждающей жидкостью (СОЖ), прерывистости и многолезвийности обработки.

Разработана также теоретическая модель процесса изнашивания РИ в зависимости от параметров режима резания, охватывающая основные разновидности износа, характерные для ВСФ титановых сплавов (диффузионный и абразивный износ), а также пластическое разрушение режущего клина.

Кроме того, получены экспериментально-аналитические зависимости параметров процесса стружкообразования (коэффициента усадки стружки и длины площадки контакта РИ со стружкой) от параметров режима резания, а также зависимости сопротивления сдвигу от температуры в зоне реза-

ния и износа РИ от параметров режима резания для ВСФ α - и $(\alpha + \beta)$ -титановых сплавов. Оптимизированы режимы ВСФ титановых сплавов с учетом разработанных технологических ограничений, принимающих во внимание тепловой фактор и указанные выше разновидности износа РИ.

Особенностью ВСФ титановых сплавов является малая величина зоны упругого контакта, которой, таким образом, можно пренебречь. Размер l_1^* площадки контакта РИ со стружкой зависит от скорости v резания, переднего угла γ , толщины срезаемого слоя и других факторов. Режим резания влияет на величину l_1^* через изменение коэффициента K усадки стружки. Соответствующая зависимость имеет вид

$$l_1^* = tK^{0,1}[K(1 - tg\gamma) + sec\gamma], \quad (1)$$

где $K = C_K v^a s^g t^g$; t — глубина резания, мм; s — подача, мм/об; C_K — коэффициент; a, g — показатели степени; v — в м/мин; l_1^* — в мм.

Значения коэффициента и показателей степени, входящих в уравнение (1), для α -сплава ВТ5 и $(\alpha + \beta)$ -сплава ВТ6 представлены ниже.

| | | |
|----------|-------------------|----------------------|
| Материал | ВТ5 | ВТ6 |
| C_K | 1,52 | 1,52 |
| a | -0,24 | -0,2 |
| g | $-0,08(1 + lgv)$ | $-0,09(1 + 0,44lgv)$ |
| g | $-0,03(1 + 2lgv)$ | $-0,03(1 + 2lgv)$ |

Как следует из расчетов, титановые α - и $(\alpha + \beta)$ -сплавы обладают определенной особенностью деформирования срезаемого слоя. А именно, при некоторых условиях резания коэффициент усадки стружки может быть равным или даже меньшим единицы, т. е. имеет место "отрицательная" усадка стружки.

Определение длины контакта РИ со стружкой позволило провести теплофизические исследования для решения задач баланса теплоты при ВСФ. Теплофизическая модель торцового ВСФ базируется на методе источников [3] и позволяет рассчитывать температуру в заготовке и РИ с учетом конвективного теплообмена.

При создании теплофизической модели ВСФ принята следующая схематизация: заготовка пред-

ставлена в виде полупространства, по которому быстро движется плоский источник с равномерно распределенной интенсивностью тепловыделения. На площадке контакта заготовки с РИ действует плоский быстро движущийся источник с интенсивностью тепловыделения, распределенной по несимметричному нормальному закону.

РИ представляет собой клин, на поверхностях которого действуют плоские неподвижные источники с равномерно распределенной интенсивностью. Стружка представлена в виде бесконечного стержня, внутри которого движется плоский наклонный тепловой источник с равномерно распределенной интенсивностью.

На площадке контакта стружки с РИ действует плоский быстро движущийся источник также с равномерно распределенной интенсивностью. Коэффициент K усадки стружки и длина l_1^* площадки контакта РИ со стружкой являются функциями от параметров режима резания.

Для решения задачи баланса теплоты использовали следующую систему уравнений:

$$\frac{\omega K}{\lambda v} k q_d + 0,75 \frac{\sqrt{\omega}}{\lambda} L_c \sqrt{\frac{K l_1^*}{v}} (q_{1r} - q_1) = \\ = \frac{M_1}{\lambda_p} q_1 l_1^* + \frac{N_2}{\lambda_p} q_2 l_2;$$

$$\left(\frac{\omega K}{\lambda v} k q_d \right) \tau_k + 0,75 \frac{\sqrt{\omega} l_2}{\lambda \sqrt{v}} (0,55 q_{2r} - q_2) = \\ = \frac{M_2}{\lambda_p} q_2 l_2 + \frac{N_1}{\lambda_p} q_1 l_1^*,$$

где ω — коэффициент температуропроводности материала заготовки, m^2/c ; λ и λ_p — коэффициенты теплопроводности материалов заготовки и РИ, $Вт/(м \cdot ^\circ C)$; k — коэффициент, характеризующий долю теплоты деформации, передаваемую в стружку; q_d , q_{1r} и q_{2r} — интенсивности тепловыделения соответственно в зоне деформации, а также под действием сил трения на передней и задней поверхностях РИ, $Вт/м^2$; q_1 и q_2 — интенсивности результирующих потоков тепловыделения на передней и задней поверхностях РИ, $Вт/м^2$; L_c — коэффициент формы стружки; τ_k — функция, отображающая закон распределения температур, вызванных теплотой деформации, на площадке контакта заготовки с РИ; M_1, M_2, N_1, N_2 — функции, учитываю-

щие взаимный нагрев площадок контакта; l_2 — длина площадки контакта РИ с заготовкой, м; l_1^* — в м.

При решении задачи баланса получены следующие результаты: в стружку направляется до 80,6 % общего количества выделившейся теплоты, в РИ поступает до 12,8 %, в заготовку — до 6,6 % (рис. 1).

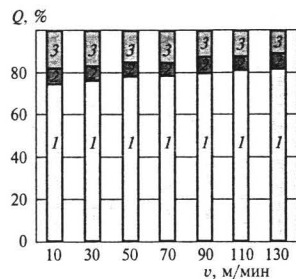


Рис. 1. Влияние скорости v резания на распределение выделяющейся теплоты Q между стружкой (1), заготовкой (2) и РИ (3) при торцовом ВСФ титановых сплавов ВТ4 и ВТ10 ($s = 0,31$ мм/об; $t = 0,75$ мм)

При решении теплофизической задачи рассмотрена обработка с охлаждением передней и задней поверхностей РИ потоками СОЖ (рис. 2). При этом получены следующие формулы, описывающие средние температуры θ_1 и θ_2 соответственно на передней и задней поверхностях РИ:

$$\theta_1 = \frac{M_1}{\lambda_p} (q_1 + q_{01}) l_1^* + \frac{N_2}{\lambda_p} (q_2 + q_{02}) l_2 - \\ - \frac{M_{01}}{\lambda_p} q_{01} l_{01} - \frac{N_{02}}{\lambda_p} q_{02} l_{02};$$

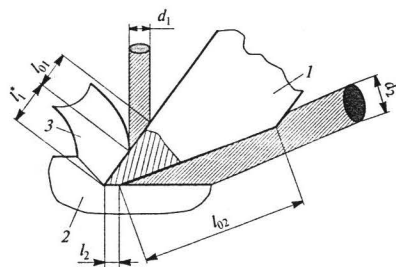


Рис. 2. Схема охлаждения РИ при подаче СОЖ на переднюю и заднюю поверхности режущего клина (1 — РИ; 2 — заготовка; 3 — стружка; d_1 и d_2 — диаметры сопел, подающих СОЖ на переднюю и заднюю поверхности; остальные обозначения см. в тексте)

$$\theta_2 = \frac{M_2}{\lambda_p} (q_2 + q_{02}) l_2 + \frac{N_1}{\lambda_p} (q_1 + q_{01}) l_1^* - \\ - \frac{M_{02}}{\lambda_p} q_{02} l_{02} - \frac{N_{01}}{\lambda_p} q_{01} l_{01},$$

где q_{01} и q_{02} — интенсивности стока теплоты по передней и задней поверхностям, $Вт/м^2$; $M_{01}, M_{02}, N_{01}, N_{02}$ — функции, учитывающие взаимный нагрев площадок; l_{01} и l_{02} — размеры пятна стока теплоты на передней и задней поверхностях, м (см. рис. 2).

Охлаждение РИ потоками СОЖ приводит к снижению температуры резания всего на 7–10 %, что позволяет отказаться от применения СОЖ.

Полученная теплофизическая модель учитывает также многолезвийность обработки. При этом суммарное повышение температуры для m -го зуба РИ, обусловленное теплотой, выделяющейся при работе нескольких зубьев, последовательно расположенных по направлению скорости резания,

$$\Delta \theta_m = \frac{1,13 q_2 \sqrt{\omega}}{\lambda b \sqrt{v A}} \tau_1 \left(\frac{t_0}{A^2}; 0,25 \frac{v A}{\omega} \right) \frac{B(1-B^m)}{1-B},$$

где b — ширина резания, м; $A = t/\text{tg}\phi + l_2$; ϕ — угол сдвига; $\tau_1(\cdot)$ — функция, описывающая быстро движущийся плоский источник с равномерно распределенной интенсивностью; t_0 — шаг зубьев фрезы, м; $B = \sqrt{\phi} - \sqrt{\phi - 1}$; $\phi \approx t_0/l$; l — длина окружности фрезы, м.

При учете многолезвийности обработки расчетная температура в зоне резания повышается на 4–5 %.

Предложенный комплекс теплофизических моделей позволяет теоретически определять максимальные температуры нагрева контактирующих тел, рассчитать баланс теплоты с учетом конвективного теплообмена и многолезвийности обработки и таким образом регулировать процесс выделения теплоты для обеспечения заданной стойкости РИ и предотвращения хрупкости поверхностного слоя заготовки (это явление может возникнуть вследствие взаимодействия разогретых слоев заготовки с газами воздуха).

Анализ известных моделей [4 и 5], описывающих механизм изнашивания РИ, показал, что при ВСФ преобладает диффузионный и абразивный износ; в отдельных случаях возможно хрупкое и пластическое разрушение режущей части. Особенности процесса изнашивания РИ зависят от условий обработки, режима резания, свойств обрабаты-

мого и инструментального материалов. Авторами предложена аналитическая модель, позволяющая прогнозировать изнашивание РИ в зависимости от указанных факторов.

На основании исследований [4] и с учетом особенностей ВСФ титановых сплавов для случая, когда стойкость РИ лимитируется диффузионным износом по передней поверхности, получено выражение

$$1,13 b T_n (D_0 \exp[-E/(R\theta)])^{1/2} [l_1^*(v, s, \theta)]^{1/2} \times \\ \times v^{1/2} K^{-1/2} c_{1\rho} = 0,5 (G^2 \alpha_n - G - h_n) l_n \rho_p,$$

где T_n — время резания, соответствующее определенной величине диффузионного износа по передней поверхности, с; D_0 — коэффициент диффузии при температуре, равной бесконечности, m^2/c ; E — энергия активации, Дж/моль; $R = 8,314$ Дж/(моль · К) — газовая постоянная; θ_1 — температура на передней поверхности, К; c_1 — массовая доля элемента, продиффундировавшего с поверхности РИ в стружку; ρ и ρ_p — плотность обрабатываемого и инструментального материалов, $кг/м^3$; $G = h_n/2 + l_n^2/(8h_n)$; α_n — угол лунки износа на передней поверхности, рад; h_n и l_n — глубина и длина лунки износа, м.

В случае, если превалирует износ РИ по задней поверхности, его стойкость

$$T_3 = 0,3 h_3^2 \text{tg} \alpha_p / (c_{1\rho} \{D_0 \exp[-E/(R\theta_2)]\}^{1/2} v^{1/2}),$$

где h_3 — ширина фаски износа на задней поверхности, м; α — задний угол; θ_2 — температура на задней поверхности, К.

Исследования показали, что учет температурного фактора и свойств обрабатываемого и инструментального материалов позволяет обеспечить минимальный износ РИ путем подбора оптимальных значений скорости, подачи, глубины резания, числа режущих зубьев и соотношения между диаметром фрезы и шириной обрабатываемой поверхности.

Для исследования модели процесса стружкообразования при ВСФ экспериментально определяли зависимость коэффициента усадки стружки от режима резания. Для этого фрагменты стружки взвешивали на электронных весах и измеряли на видеоизмерительной машине TESA-VISIO 300. Коэффициент усадки находили по соотношению площадей сечения стружки и срезаемого слоя.

В результате обработки экспериментальных данных получены следующие зависимости: для сплава ВТ5 $K = 1,52 v^{-0,24} s^{-0,08} (1 + \text{tg} \alpha)^{-0,03} (1 + 2 \text{tg} \alpha);$

для сплава ВТ6
 $K = 1,52v^{-0,2}s^{-0,09}(1 + 0,44lv)t^{-0,03(1 + 2lv)}$.

При экспериментальном исследовании тепловой модели процесса ВСФ температуру в зоне резания измеряли с помощью хромель-копелевой термопары ТР-03, подключаемой к цифровому мультиметру DT-838. Установлено, что расчетные данные хорошо согласуются с экспериментальными (расхождение не превышало 7–10 %).

В ходе эксперимента получено выражение для определения температуры в зоне резания в зависимости от режима ВСФ: $\theta = 454v^{0,134}s^{-0,15} - 0,571lgK \times t^{-0,372}K^{-0,941}$, где v — в м/мин; s — в мм/об; t — в мм; θ — в °С.

Установлено, что температура в зоне резания возрастает с повышением скорости резания и снижается с увеличением диаметра фрезы, что позволяет использовать высокие скорости резания при применении фрез большого диаметра.

Получены также зависимости, устанавливающие связь между стойкостью РИ и параметрами процесса ВСФ. Пример такой зависимости приведен на рис. 3.

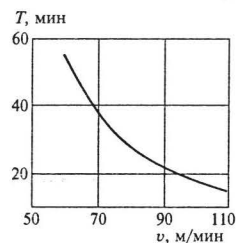


Рис. 3. Зависимость стойкости T режущей пластины из твердого сплава марки 2030 от скорости v резания при ВСФ сплава ВТ6 ($s = 4,3$ мм/об; попутное фрезерование; резание без охлаждения)

Как следует из проведенных экспериментов, ВСФ титановых сплавов с приемлемой стойкостью РИ возможно на станках повышенной жесткости. В противном случае при интенсификации режима резания стойкость РИ резко снижается вследствие хрупкого разрушения режущего клина. При встречном фрезеровании стойкость РИ ниже, чем при попутном, в 2,5–5 раз (соответственно при $v = 50 \div 100$ м/мин).

Разработана методика определения оптимальных режимов резания при ВСФ титановых сплавов, в основу которой положены результаты исследований теплофизики резания и изнашивания РИ. При оптимизации режима резания по наивысшей производительности целевая функция имеет вид $[6] \lg \rightarrow \max$, где n — частота вращения шпинделя.

Установлен ряд технологических ограничений для процесса ВСФ: по допустимому нагреву поверхности заготовки в процессе резания; по шероховатости обработанной поверхности; по износу РИ; по коэффициенту запаса пластической прочности для передней и задней поверхностей; по коэффициенту абразивного изнашивания для передней и задней поверхностей; по величине подачи, определяемой паспортными данными станка; по частоте вращения шпинделя, определяемой паспортными данными станка.

Совместный учет всех перечисленных ограничений позволяет определить область оптимальных режимов ВСФ титановых сплавов. Для решения этой задачи разработана компьютерная программа с использованием процедуры "Поиск решения". Она позволяет находить оптимальные значения скорости резания и подачи в зависимости от механических свойств обрабатываемого и инструментального материалов, геометрии режущей пластины, диаметра фрезы, числа режущих зубьев, глубины резания и заданной стойкости РИ. Средство поиска решения Microsoft Excel использует алгоритм нелинейной оптимизации Generalized Reduced Gradient (GRG2).

В результате оптимизации получены зависимости для определения оптимальных режимов резания при обработке титановых сплавов. Данные режимы соответствуют следующим интервалам значений параметров: $v = 60 \div 90$ м/мин; $s = 2,4 \div 5$ мм/об; $t = 0,2 \div 1$ мм.

На основании теоретических и экспериментальных исследований разработаны рекомендации по практическому использованию метода торцового ВСФ титановых сплавов в условиях производства для обработки плоских поверхностей с получением шероховатости $R_a = 0,63 \div 1,25$ мкм.

Список литературы

1. Повышение эффективности обработки резанием заготовок из титановых сплавов / Н. С. Жучков, П. Д. Беспехотный, А. Д. Чубаров и др. — М.: Машиностроение, 1989. — 152 с.
2. Резников Н. И., Черемисин А. С. Физические особенности процесса резания и обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов // Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов: Сб. науч. трудов. — Куйбышев: КуАИ, 1973. — С. 5–17.
3. Резников А. Н., Резников Л. А. Тепловые процессы в технологических системах. — М.: Машиностроение, 1990. — 288 с.
4. Лоладзе Т. Н. Износ режущего инструмента. — М.: Машгиз, 1958. — 536 с.
5. Research of machinability titanic alloys. Tomorrow's technology // Manuf. Eng. — 2001. — V. 127. — N 1. — P. 82–91.
6. Горанский Г. К., Владимиров Е. В., Ламбин Л. Н. Автоматизация технического нормирования станочных работ на металлорежущих станках с помощью ЭВМ. — М.: Машиностроение, 1970. — 252 с.