

## Анализ прочностных характеристик фрезерного инструмента при обработке древесных материалов

А.В. Сергеевичев<sup>a</sup>, В.А. Соколова<sup>b</sup>, Е.О. Овчарова<sup>c</sup>, И.И. Костюков<sup>d</sup>

Санкт-Петербургский государственный лесотехнический университет имени С.М. Кирова, Институтский пер. 5, Санкт-Петербург, Россия

<sup>a</sup> 910sav@gmail.com, <sup>b</sup> sokolova\_vika@inbox.ru, <sup>c</sup> evgenya.ov4arova@yandex.ru, <sup>d</sup> spb.kostyukov@mail.ru

<sup>a</sup> <https://orcid.org/0000-0003-3655-207X>, <sup>b</sup> <https://orcid.org/0000-0001-6880-445X>,

<sup>c</sup> <https://orcid.org/0000-0003-1081-7551>, <sup>d</sup> <https://orcid.org/0000-0002-3629-8190>

Статья поступила 17.04.2021, принята 29.04.2021

*Нормальная и производительная работа концевых фрез при обработке древесных материалов возможна при отсутствии больших значений упругих деформаций рабочей части. Выполнение этого условия достигается созданием в корпусе фрезы необходимого напряженного состояния за счет геометрических характеристик и режимов эксплуатации. Долговечность концевых фрез, оснащенных пластинками из твердого сплава, во многом зависит от соответствия концентрации переменных напряжений усталостным характеристикам материала корпуса фрезы, от износа зубьев и периода их стойкости, от прочности крепления режущих пластин из твердого сплава. Наличие абразивных изнашивающих включений в плитных материалах приводит к быстрому износу и затуплению зубьев фрез. Усилия, действующие на фрезу со стороны сил сопротивления резанию, приводят к упругому отжиму системы шпиндель-фреза, трению задних поверхностей об обрабатываемый материал, нагреву и облому фрез. Отсюда низкая несущая способность и износостойкость концевых фрез обуславливают их непродолжительную работу. Повышение усталостной прочности корпуса фрезы возможно осуществить путем снижения уровня напряжений, повышения усталостных характеристик материала, снижения концентрации напряжений, повышения качества обработанной поверхности. Практически это возможно осуществить за счет расположения режущих элементов в двух плоскостях с перекрытием друг друга, разностью длин стружечных канавок, утолщением сердцевины, применением конической рабочей части корпуса, а также снижением температуры пайки пластин из твердого сплава и уменьшением шероховатости поверхности при точении корпуса.*

**Ключевые слова:** механическая обработка древесины, прочностные характеристики фрезерного инструмента.

## Analysis of strength characteristics of milling tools when processing wood materials

A.V. Sergeevichev<sup>a</sup>, V.A. Sokolova<sup>b</sup>, E.O. Ovcharova<sup>c</sup>, I.I. Kostyukov<sup>d</sup>

St. Petersburg State Forest Technical University named after S.M. Kirov; 5, Institutsky Per., St. Petersburg, Russia

<sup>a</sup> 910sav@gmail.com, <sup>b</sup> sokolova\_vika@inbox.ru, <sup>c</sup> evgenya.ov4arova@yandex.ru, <sup>d</sup> spb.kostyukov@mail.ru

<sup>a</sup> <https://orcid.org/0000-0003-3655-207X>, <sup>b</sup> <https://orcid.org/0000-0001-6880-445X>,

<sup>c</sup> <https://orcid.org/0000-0003-1081-7551>, <sup>d</sup> <https://orcid.org/0000-0002-3629-8190>

Received 17.04.2021, accepted 29.04.2021

*Normal and productive work of end mills when processing wood materials is possible in the absence of large values of elastic deformations of the working part. The fulfillment of this condition is achieved by creating the required stress state in the cutter body due to the geometric characteristics and operating modes. The durability of end mills equipped with carbide inserts largely depends on the correspondence of the concentration of alternating stresses to the fatigue characteristics of the cutter body material, on the wear of the teeth and their service life, on the attachment strength of the carbide inserts. The presence of abrasive wear inclusions in plate materials leads to rapid wear and dullness of the cutter teeth. The forces acting on the cutter from the side of the cutting resistance forces lead to elastic squeezing of the spindle-cutter system, friction of the rear surfaces against the material being processed, heating and breakage of the cutters. Hence, the low load-bearing capacity and wear resistance of the end mills results in short durability. Increasing the fatigue strength of the cutter body can be achieved by reducing the stress level, increasing the fatigue characteristics of the material, reducing the stress concentration, and improving the quality of the processed surface. In practice, this is possible due to the arrangement of the cutting elements in two planes with overlapping each other, the difference in the lengths of the chip grooves, the thickening of the core, the use of a conical working part of the body, as well as a decrease in the soldering temperature of the hard alloy plates and a decrease in the surface roughness when turning the body.*

**Keywords:** mechanical processing of wood, strength characteristics of a milling tool.

**Введение.** Эффективная работа концевых фрез при обработке изделий из древесины возможна только при отсутствии больших значений упругих деформаций рабочей части. Выполнение этого условия достигается созданием в корпусе фрезы необходимого напряженно-состояния за счет геометрических характеристик и режимов эксплуатации [1-6]. Долговечность концевых фрез, оснащенных пластинками из твердого сплава, во многом зависит от соответствия концентрации переменных напряжений усталостным характеристикам материала корпуса фрезы, от износа зубьев и периода их стойкости и прочности крепления режущих пластин из твердого сплава. При изучении долговечности концевых фрез необходимо рассмотреть такие вопросы, как характер усилий, действующих на фрезу в процессе работы со стороны сил сопротивления резанию, поперечные колебания фрез и их упругие деформации в системе шпиндель-фреза, а также форму упругой линии при отжиге рабочей части фрезы, условия возникновения контакта между задними поверхностями и обрабатываемым материалом [7-13].

**Методы и средства исследований.** Разработанные авторами [14-16] методы расчета концевых фрез не учитывают полностью реальные условия их работы. Поэтому зачастую фрезы, рассчитанные по соответствующим методикам, выходят из строя и ломаются. Чаще всего это происходит у фрез в том случае, когда отношение глубины обработки к диаметру фрезерования больше единицы. Для правильного расчета концевых фрез необходимо знать предел переменных напряжений, превышение которого ведет к постепенному

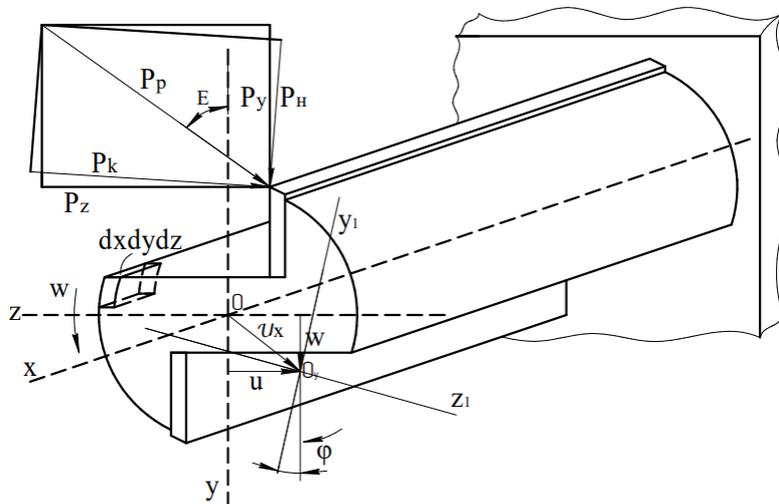
накоплению повреждений в теле фрезы и образованию трещин усталости. В связи с тем что динамические напряжения в фрезах превышают статические, их расчет лучше всего производить по деформациям, возникающим при работе концевых фрез. Для этого можно использовать связь между деформациями и перемещениями фрез относительно своей оси. При этом по принципу суперпозиции о независимости перемещений элемента в системе предположим, что при переходе в хвостовик рабочая часть жестко закреплена и перемещений в ней относительно оси фрезы не происходит. Плоскость действия результирующей сил резания  $P_{cut}$  для всех типов рассматриваемых фрез не совпадает с направлением главных осей инерции их поперечных сечений. Поэтому все типы концевых фрез испытывают от действия силы резания напряжения косоуго изгиба. Кроме того, касательная составляющая силы резания оказывает действие крутящего момента. При этом деформированное состояние фрезы будет характеризоваться прогибом  $v_x$  от действия изгибающего момента, вызванного касательной составляющей силы резания, рис.1. Прогиб фрезы  $v_x$  будет равен геометрической сумме прогибов  $\omega$  и  $u$ :

$$v_x = \sqrt{\omega^2 + u^2} \quad (1)$$

где

$\omega$  – прогиб фрезы в направлении главной оси  $OY$ , вызванный составляющей силы резания  $P_y$ , мм;

$u$  – прогиб фрезы в направлении оси  $OZ$ , вызванный силой  $P_z$ , мм.



**Рис. 1.** Схема определения перемещений концевой фрезы при действии сил сопротивления резанию

Выделим в поверхностном слое корпуса фрезы бесконечно малый элемент размером  $dx dy dz$  (рис.2а). Под действием изгибающего момента в нем возникнут растягивающие напряжения  $\sigma_x$  и касательные напряжения  $\tau_{xy} = \tau_{yx}$ , вызванные крутящим моментом (рис.2 б). Если сделать допущение, что упругий гистерезис фрезы бесконечно мал, то для определения напряжений можно воспользоваться законом Гука.

$$\begin{cases} \sigma = E \epsilon_x = E \cdot Z \cdot \frac{1}{\rho} = E \cdot Z \cdot \frac{d^2 v_x}{dx^2} \\ \tau = G \cdot \gamma_y = G \cdot Z \cdot \frac{d\phi}{dx} \end{cases} \quad (2)$$

где  $E; G$  – модули упругости при изгибе и кручении, МПа;

$\epsilon_x; \gamma_y$  – относительные деформации при изгибе и кручении, м;

$Z$  – расстояние от центра изгиба и кручения до рассматриваемой точки, м.

В случае поверхностного слоя  $Z = \frac{d}{2}$ .

$d$  – диаметр корпуса фрезы, м.  
 $\varphi$  – угол закручивания, °.

Вторую производную от прогиба  $v_x$  и первую производную от угла закручивания  $\varphi$  можно определить из дифференциальных уравнений изогнутой оси и угла закручивания. Согласно работам [17, 18] имеем

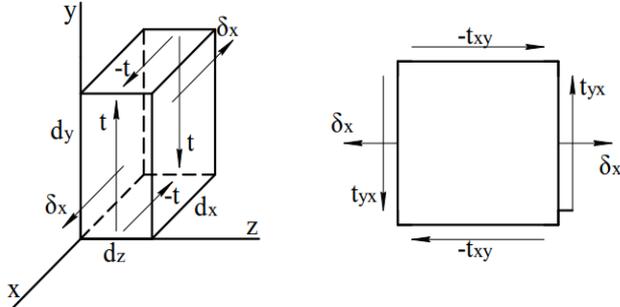


Рис. 2. Напряжения в поверхностном слое концевой фрезы

$$\begin{cases} \frac{d^2 v_x}{dx^2} = \frac{M(x)}{E \cdot J_i} \\ \frac{d\varphi}{dx} = \frac{M_K}{G \cdot J_K} \end{cases} \quad (3)$$

С учетом (3) система (2) примет вид

$$\begin{cases} \sigma(x) = \frac{M(x) \cdot Z}{J_i} \\ \tau(x) = \frac{M_K \cdot Z}{J_K} \end{cases} \quad (4)$$

где  $J_i$  – момент инерции сечения фрезы при изгибе относительно нормали к оси действия силы резания, кг·м<sup>2</sup>.

В связи с тем, что нас интересуют максимальные напряжения в опасном сечении, изгибающий и крутящий моменты можно выразить через прогиб и угол закручивания в точке  $O$  (рис.3), где приложена результирующая сил резания. По формулам сопротивления материалов имеем:

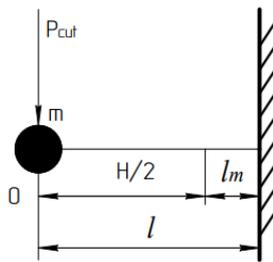


Рис. 3. Схема определения перемещений фрезы под действием силы резания в точке ее приложения

$$\begin{cases} M_i = \frac{v_0 \cdot 3E \cdot J_i}{l^2} \\ M_K = \frac{\varphi_0 \cdot G \cdot J_K}{l} \end{cases} \quad (5)$$

В системе (5) Величина  $l$  определяется согласно рис.3, как

$$l = \frac{H}{2} + l_m$$

где  $\frac{H}{2}$  – половина глубины обработки, м;

$l_m$  – свободная длина фрезы, м.

Подставляя (5) в (4), определим напряжения в любой точке опасного сечения

$$\begin{cases} \sigma = \frac{3E \cdot Z \cdot v_0}{l^2} = \frac{3 \cdot E \cdot Z \cdot v_0}{\left(\frac{H}{2} + l_m\right)^2} \\ \tau = \frac{G \cdot Z \cdot \varphi_0}{l} = \frac{G \cdot Z \cdot \varphi_0}{\left(\frac{H}{2} + l_m\right)} \end{cases} \quad (6)$$

В выражениях (6) неизвестны прогиб и угол закручивания. Чтобы полностью учесть условия работы фрезы, определим их в динамике. Колебательный процесс фрезы при работе будет описываться двумя уравнениями, характеризующими изгибно-крутильные колебания. На основании общего уравнения движения при колебаниях системы с одной степенью свободы, согласно [19], уравнения будут иметь вид:

$$\begin{cases} \ddot{v} + \omega_i^2 \cdot v = \frac{1}{m_i} \cdot P_{cut} \cdot \sin \omega t \\ \ddot{\varphi} + \omega_k^2 \cdot \varphi = \frac{1}{m_k} \cdot P_K \cdot \sin \omega t \end{cases} \quad (7)$$

где  $m_i, m_k$  – приведенная масса рабочей части фрезы при изгибе и кручении, кг.

Она определяется по соотношениям работы [20].

При приведении распределенной массы рабочей части фрезы к сосредоточенной в центре она определяется из соотношения:

$$M_w = M_m - M_{end} = M_m - \pi \cdot r_{end}^2 \cdot l_{end} \cdot \rho$$

где  $M_{end}$  – масса хвостовика фрезы, кг;

$\rho$  – плотность материала корпуса фрезы, кг/м<sup>3</sup>;

$l_{end}$  – длина хвостовика, м;

$r_{end}$  – радиус хвостовика, м;

$M_m$  – полная масса фрезы, кг.

Решение каждого уравнения системы (7) складывается из общего решения и частного решения. Согласно работе [6], решения системы представится в виде:

$$\begin{cases} v = C_1 \cdot \cos \omega_i t + C_2 \cdot \sin \omega_i t + \frac{P_p}{m_i} \cdot \frac{1}{(\omega_i^2 - \omega^2)} * \sin(\omega t - \varphi) \\ \varphi = C_1 \cdot \cos \omega_k t + C_2 \cdot \sin \omega_k t + \frac{P_k}{m_k} \cdot \frac{1}{(\omega_k^2 - \omega^2)} * \sin(\omega t - \varphi) \end{cases} \quad (8)$$

где  $\omega_i; \omega_k$  – собственные частоты рабочей части фрезы, с<sup>-1</sup>.

В момент времени  $t = 0, v$  и  $\varphi$  равны нулю и  $\dot{v}$  и  $\dot{\varphi}$  также равны нулю. Тогда перемещение фрезы и угол закручивания будут определяться при чисто вынужденных колебаниях рабочей части:

$$\begin{cases} v = \frac{P_{cut}}{m_i} \cdot \frac{1}{(\omega_i^2 - \omega^2)} \cdot \sin(\omega t - \varphi) \\ \varphi = \frac{P_k}{m_k} \cdot \frac{1}{(\omega_k^2 - \omega^2)} \cdot \sin(\omega t - \varphi) \end{cases} \quad (9)$$

Силы  $P_{cut}$  и  $P_K$  можно определить по формулам:

$$\begin{cases} P_{cut} = 108 \cdot a_n \cdot H_{Zmax} \cdot H \cdot U_n^{0,2} \\ P_K = a_n \cdot K_{Zmax} \cdot H \cdot U_n^{0,2} \end{cases} \quad (10)$$

где  $a_n$  – поправочный коэффициент на плотность обрабатываемого материала и затупление фрез;

$U_n$  – подача на оборот, мм;

$K_{Zmax}$  – максимальный коэффициент влияния остроты зубьев фрезы;

$H_{Zmax}$  – максимальная глубина резания, мм.

В системе уравнений (9) не определены собственные частоты фрезы при изгибе и кручении. Для кон-  
 сольных стержней, согласно работе [21], их можно  
 определить по формулам:

при кручении

$$\omega_k = \frac{\pi(2K-1)}{2l_w} \cdot \sqrt{\frac{G \cdot J_K}{q \cdot J_\rho}} \quad (11)$$

при изгибе

$$\omega_i = \frac{\pi(2K-1)}{2l_w} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot J_i}{q \cdot F}} \quad (12)$$

где  $K$  – порядковый номер частоты;  
 $l_w$  – длина рабочей части фрезы, м;  
 $q$  – плотность материала фрезы, кг/м<sup>3</sup>;  
 $J_\rho$  – полярный момент инерции при кручении.

$$J_\rho = \int_F r^2 dF \quad \text{или} \quad J_\rho = J_y + J_z$$

где  $F$  – площадь поперечного сечения, м<sup>2</sup>;

$J_K$  – момент инерции кручения, кг·м<sup>2</sup>,

$J_i$  – момент инерции сечения фрезы при изгибе относи-  
 тельно оси, совпадающей с направлением вектора силы  
 резания, кг·м<sup>2</sup>.

По формуле сопротивления материалов он опреде-  
 лится как:

$$J_i = J_y \cdot \cos^2 \varepsilon + J_z \sin^2 \varepsilon - \frac{(J_y - J_z) \operatorname{tg} 2\varepsilon}{2} \sin 2\varepsilon \quad (13)$$

где  $J_y$  и  $J_z$  – моменты инерции относительно главных  
 центральных осей, кг·м<sup>2</sup>;

$\varepsilon$  – угол между вектором равнодействующей силы ре-  
 зания и осью  $OY$ , °.

Максимальное перемещение и угол закручивания  
 будут при  $\sin(\omega t - \varphi) = 1$ . Они определяются как:

$$\begin{cases} v = \frac{P_{\text{cut}}}{m_i} \cdot \frac{1}{(\omega_i^2 - \omega^2)} = \frac{1,08 \cdot a_n \cdot k_{z\text{max}} \cdot H \cdot U_n^{0,2}}{M_w \cdot (\omega_i^2 - \omega^2)} \\ \varphi = \frac{P_K}{m_k} \cdot \frac{1}{(\omega_k^2 - \omega^2)} = \frac{a_n \cdot k_{z\text{max}} \cdot H \cdot U_n^{0,2}}{M_w \cdot (\omega_k^2 - \omega^2)} \end{cases} \quad (14)$$

Подставляя выражения (14) в систему (6), опреде-  
 лим напряжения в любой точке опасного сечения:

$$\begin{cases} \sigma = \frac{3,2 \cdot E \cdot Z \cdot a_n \cdot k_{z\text{max}} \cdot H \cdot U_n^{0,2}}{\left(\frac{H}{2} + l_m\right)^2 \cdot (\omega_i^2 - \omega^2) \cdot M_w} \\ \tau = \frac{G \cdot Z \cdot a_n \cdot k_{z\text{max}} \cdot H \cdot U_n^{0,2}}{M_w \cdot (\omega_k^2 - \omega^2) \cdot \left(\frac{H}{2} + l_m\right)} \end{cases} \quad (15)$$

В зависимости от расстояния  $Z$ , определяющего по-  
 ложение рассматриваемой точки, можно определить  
 величину напряжений в опасном сечении. Максимум  
 их составит на поверхности корпуса фрезы. Для разных  
 типов фрез расстояние  $Z$  определяется в зависимости  
 от конструктивных параметров, а в особенности от уг-  
 ла наклона плоскости передней грани относительно  
 главных центральных осей инерции.

Определив напряжения в опасном сечении, произ-  
 ведем расчет концевых фрез на усталостную проч-  
 ность. Особенность работы фрез заключается в том,  
 что амплитуды напряжений у них изменяются во вре-  
 мени от минимальных к максимальным по мере затуп-  
 ления. Совокупность амплитуд напряжений за период  
 стойкости фрез будет составлять блок нагружения [21,

22, 23]. Особенность нагружения в блоке состоит в том,  
 что амплитуды напряжений возрастают не непрерывно,  
 а с “паузами отдыха” при холостом ходе, остановке  
 станка и т.д. В связи с тем что амплитуды напряжений  
 во времени будут зависеть от степени затупления фрез,  
 функцию их распределения можно представить в виде  
 закона изменения энергетических показателей фрезе-  
 рования от радиуса закругления режущих кромок фре-  
 зы. Согласно данным работ [10, 11, 12] по затупления  
 фрез, закон распределения амплитуд нормальных  $\sigma$  и  
 касательных  $\tau$  напряжений будет носить экспоненци-  
 альный характер. Количество блоков нагружения за  
 срок службы фрез будет зависеть от количества пере-  
 точек и числа реставраций фрез путем перепайки.

**Результаты и обсуждение.** В соответствии с кор-  
 ректированной линейной гипотезой суммирования  
 усталостных повреждений [20] определим разрушаю-  
 щее число блоков нагружений по касательным и нор-  
 мальным напряжениям. В соответствии с экспоненци-  
 альным законом распределения амплитуд напряжений  
 в блоке имеем:

$$\lambda = \frac{a_p \cdot N_0 \cdot x_0^m \cdot 2^{m-1}}{\gamma_\sigma \cdot \psi(2m+2) \cdot P(2x_0; 2m+2)} \quad (16)$$

где  $x_0 = \frac{\sigma_{-1D}}{\sigma_a}$  или  $x_0 = \frac{\tau_{-1D}}{\tau_a}$  – отношение пределов вы-  
 носливости концевых фрез по нормальным и касатель-  
 ным напряжениям к предельным амплитудам цикла;

$N_0$  – число циклов, соответствующее точке перелома на  
 кривой усталости;

$m$  – параметр кривой усталости, характеризующий  
 наклон левой ветви;

$P(2x_0; 2m+2)$  – табулированная функция интеграла  
 вероятностей.

Величина  $\psi(2m+2)$  определяется как

$$\psi(n) = \begin{cases} (n-2)!! \sqrt{\frac{\pi}{2}} & \text{при нечетном и четном } n \\ 2^{\frac{n-1}{2}} \left(\frac{n}{2} - 1\right)! & \end{cases}$$

$a_p$  – коэффициент, корректирующий линейную гипотезу  
 суммирования повреждений; при экспоненциальном  
 законе распределения амплитуд напряжений в блоке:

$$a_p = \frac{P(2Y_0; 4)}{P(2Y_0; 2)} - Y_0 \quad (17)$$

где

$$Y_0 = \frac{0,5\sigma_{-1D}}{\bar{\sigma}_a} \quad \text{или} \quad Y_0 = \frac{0,5\tau_{-1D}}{\bar{\tau}_a} \quad (18)$$

$\gamma_\sigma$  – общее число циклов повторения амплитуд всех  
 уровней в блоке нагружения, определяется как:

$$\gamma_\sigma = t_e \cdot n_m \quad (19)$$

где  $t_e$  – период стойкости фрезы по машинному време-  
 ни, мин;

$n_m$  – частота вращения фрезы, мин<sup>-1</sup>.

Функцию плотности экспоненциального распреде-  
 ления амплитуд напряжений, рекомендуется представ-  
 лять в виде:

$$f(\sigma_a) = \frac{1}{\bar{\sigma}_a} \cdot e^{-\left(\frac{\sigma_a}{\bar{\sigma}_a}\right)} \quad (20)$$

Найдем параметр кривой усталости  $m$ :

$$m = \frac{\lg \frac{N_0}{N}}{\lg \frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}}} \quad \text{или} \quad m = \frac{c}{K_{\sigma D}} \quad (21)$$

где  $c \approx 18$  для легированных сталей;  
 $K_{\sigma D}$  – суммарный коэффициент, учитывающий влияние всех факторов на сопротивление усталости.

$$K_{\sigma D} = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{-1D}} = \frac{k_{\sigma}}{e_{\sigma}} + \frac{1}{\beta} - 1 \quad (22)$$

где  $\sigma_{-1D}$  – предел выносливости концевых фрез при симметричном цикле;

$\beta$  – коэффициент, характеризующий влияние качества обработки;  $\beta \approx 0,5$ ;

$K_{\sigma}$  – эффективный коэффициент концентрации; для концевых фрез  $K_{\sigma} = 1,8$ ;

$e_{\sigma}$  – коэффициент влияния размеров сечения фрезы;  $e_{\sigma} \approx 0,96$  при  $D = 16$  мм.

Для практических расчетов концевых фрез на выносливость можно принимать  $K_{\sigma D} \approx 2,8 - 3,2$ . Исходя из (22) величину  $m$  примем равной 6.

Определим величину  $\psi(2m + 2)$

$$\psi(14) = 2^{\frac{14}{2}-1} \left( \frac{14}{2} - 1 \right)! = 46 \cdot 10^3$$

Выразим предел выносливости фрез по нормальным напряжениям через предел выносливости материала. Из формулы (22):

$$\sigma_{-1D} = \frac{\sigma_{-1}}{K_{\sigma D}} = \frac{\sigma_{-1}}{2,9} = 0,34 \sigma_{-1}$$

В связи с тем, что разница суммарных коэффициентов влияния всех факторов на сопротивление усталости при изгибе и кручении незначительна, то аналогично можно записать  $\tau_{-1D} = 0,34\tau_{-1}$

Тогда

$$\begin{cases} X_0 = \frac{0,34\sigma_{-1}}{\bar{\sigma}_a} \\ Y_0 = \frac{0,17\tau_{-1}}{\bar{\sigma}_a} \end{cases} \quad \text{или} \quad \begin{cases} X_0 = \frac{0,34\tau_{-1}}{\bar{\tau}_a} \\ Y_0 = \frac{0,17\tau_{-1}}{\bar{\tau}_a} \end{cases} \quad (23)$$

Принимая число циклов  $N_0 = 10^7$  и учитывая вышенайденные величины, можно выражение (16) переписать в виде:

$$\begin{cases} \lambda_{\sigma} = 7 \cdot 10^3 \frac{a_w \cdot X_0^6}{\gamma_{\sigma} \cdot P(2X_0;6)} \\ \lambda_{\tau} = 7 \cdot 10^3 \frac{a_w \cdot X_0^6}{\gamma_{\tau} \cdot P(2X_0;6)} \end{cases} \quad (24)$$

#### Литература

1. Саволов А.В., Николаев Д.Ю., Николаев А.Ю. Исследование влияния дисбаланса инструментальных наладок на выходные показатели фрезерования // Вестн. ИрГТУ. 2015. № 7 (102). С. 81-91.
2. Санев В.И., Каменев Б.Б., Сергеевичев А.В. Резание древесины и древесных материалов. СПб.: Изд-во «Лань», 2018. 384 с.
3. Ab. Rashid M.F.F. Mathematical modeling to predict surface roughness in CNC milling // World Academy of Science, Engineering and Technology. 2009. № 53. P. 63-75.

В выражениях (24) при определении корректирующего коэффициента  $a_w$  и интеграла вероятностей  $P(X; Y; n)$  необходимо воспользоваться соответствующими значениями коэффициентов нагруженности  $X_0$  и  $Y_0$ .

В связи с тем, что мы приняли случай  $m_{\sigma} = m_{\tau} = m$ , при совместном действии касательных и нормальных напряжений общий ресурс работы концевых фрез, выраженный в количествах их установок в станок, определен из выражения:

$$\lambda = \frac{\lambda_{\sigma} \cdot \lambda_{\tau}}{\left( \frac{2}{\lambda_{\sigma}^m + \lambda_{\tau}^m} \right)^{\frac{m}{2}}} = \frac{\lambda_{\sigma} \cdot \lambda_{\tau}}{(\lambda_{\sigma}^{0,33} + \lambda_{\tau}^{0,33})^3} \quad (25)$$

Таким образом, одним из основных путей повышения ресурса работы концевых фрез по усталостному разрушению являются: снижение уровня напряжений, повышение усталостных характеристик материала корпуса, снижение концентрации напряжений в опасном сечении, улучшение качества поверхности корпуса.

#### Заключение

1. В процессе работы напряжения в концевой фрезе непостоянны, они возрастают от минимума к максимуму. Закон распределения плотности напряжений при их возрастании носит экспоненциальный характер. Совокупность амплитуд напряжений всех уровней при работе фрез до затупления составляют блок нагружения. Число блоков нагружения фрез при работе соответствует количеству переточек и их установок в станок.

2. Прогнозирование ресурса работы корпуса фрезы до разрушения можно осуществлять с учетом всех циклов нагружения при использовании скорректированной линейной гипотезы суммирования усталостных повреждений.

3. Долговечность концевых фрез при работе зависит от двух факторов: несущей способности корпуса и износостойкости зубьев. Влияние их на долговечность неравнозначно. Повышение несущей способности корпуса фрезы позволит увеличить подачу на зуб, понизив тем самым путь резания на единицу длины обрабатываемого паза. Кроме того, оснащение фрез режущими материалами с высокой стойкостью позволит повысить их усталостные характеристики.

4. Mohammed T. Hayajneh. A Study of the Effects of Machining Parameters on the Surface Roughness in the End-Milling Process // ISSN 1995-6665. 2007. V. 1. P. 1-5.
5. Хаймович А.И., Кузнецов А.В. Аналитическое моделирование силового режима высокоскоростного фрезерования материала с вязкопластическим упрочнением // Вестн. Самарского ун-та. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. 2012. № 5-2 (36). С. 167-172.
6. Капралов В.М., Копенько Г.С. Влияние частот нагружения на сопротивление усталости материалов // Науч.-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2019. Т. 25. № 2. С. 68-72.

7. Jinming Zhou. Identification of Subsurface Deformation in Machining of Inconel 718 // Trans Tech Publications, Switzerland. 2011. Vols. 117-119. P. 1681-1688.
8. Каменев Б.Б., Сергеевичев А.В. Дереворежущий инструмент. СПб.: СПбГЛТУ, 2013. 330 с.
9. Ким А.Б. Анализ геометрических параметров сборных концевых фрез со сменными многогранными пластинами // Прогрессивные технологии и экономика в машиностроении: тр. второй Всерос. науч.-практической конф. Томск: ТПУ, 2004. С. 84-88.
10. Потапова М.С., Виноградов Д.В. Обзор фрез с криволинейной режущей кромкой // Наука и образование. Науч. издание МГТУ им. Н.Е. Баумана. 2014. № 11. С. 21-33.
11. Crawforth P. Towards a Micromechanistic Understanding of Imparted Subsurface Deformation During Machining of Titanium Alloys / University of Sheffield, 2014. 252 p.
12. Клубков А.П. Особенности фрезерования ламинированного ДСТП наклонными ножами // Деревообработка: технологии, оборудование, менеджмент XXI века: тр. V Междунар. евразийского симпозиума. Екатеринбург, 2010. С. 182-188.
13. Ab. Rashid. Surface Roughness Prediction for CNC Milling Process using Artificial Neural Network // Proceedings of the World Congress on Engineering. 2010. Vol III WCE 2010. London, U.K. P. 758-774.
14. Верещагин В.Ю., Мокрицкий В.Я., Верещагина А.С. Анализ результатов испытаний составных концевых фрез // Учен. записки Комсомольского на Амуре ГТУ. 2016. № 3 (27). С. 53-56.
15. Khairi Yusuf. Effect of cutting parameters on the surface roughness of titanium alloys using end milling process // Scientific Research and Essays. 2010. V. 5 (11). P. 1284-1293.
16. Ab. Rashid. Surface Roughness Prediction for CNC Milling Process using Artificial Neural Network // Proceedings of the World Congress on Engineering. 2010. Vol III WCE 2010. London, U.K. P. 758-774.
17. Таранкова Е.С., Сосновский Л.А. Влияние рабочей среды на сопротивление усталости материалов: обзор исследований // Вестн. БГУТ: Наука и транспорт. 2011. № 2 (23). С. 87-90.
18. Philip S.D. Prediction of surface roughness in end milling operation of duplex stainless steel using response surface methodology // Journal of Engineering Science and Technology. 2015. V. 10. № 3. P. 340-352.
19. Lakshmi V V K. Modelling and Optimization of Process Parameters during End Milling of Hardened Steel // International Journal of Engineering Research and Applications. 2012. V. 2. № 2. P. 674-679.
20. Cernashyus O., Chaevskiy V. Physical and mechanical properties of steel knives of woodcutting tools tool // Modern Machinery. Science Journal. 2016. № 6. P. 1599-1523.
4. Mohammed T. Hayajneh. A Study of the Effects of Machining Parameters on the Surface Roughness in the End-Milling Process // ISSN 1995-6665. 2007. V. 1. P. 1-5.
5. Hajmovich A.I., Kuznecov A.V. Analytical modeling of the power regime of high-speed milling of material with viscoplastic hardening // VESTNIK of Samara University. Aerospace and Mechanical Engineering. 2012. № 5-2 (36). P. 167-172.
6. Kapralov V.M., Kopen'ko G.S. Influence of loading frequencies on material fatigue resistance // St. Petersburg State Polytechnical University Journal. Ser. Estestvennye i inzhenernye nauki. 2019. V. 25. № 2. P. 68-72.
7. Jinming Zhou. Identification of Subsurface Deformation in Machining of Inconel 718 // Trans Tech Publications, Switzerland. 2011. Vols. 117-119. P. 1681-1688.
8. Kamenev B.B., Sergeevichev A.V. Woodcutting tools. SPb.: SPbGLTU, 2013. 330 p.
9. Kim A.B. Analysis of the geometric parameters of prefabricated end mills with interchangeable polyhedral plates: tr. vtoroj Vseros. nauch.-prakticheskoy konf. Tomsk: TPU, 2004. P. 84-88.
10. Potapova M.S., Vinogradov D.V. Overview of curved cutters // Science and Education of Bauman MSTU. 2014. № 11. P. 21-33.
11. Crawforth P. Towards a Micromechanistic Understanding of Imparted Subsurface Deformation During Machining of Titanium Alloys / University of Sheffield, 2014. 252 p.
12. Klubkov A.P. Features of milling of laminated particle board with inclined knives // Derevoobrabotka: tekhnologii, oborudovanie, menedzhment XXI veka: tr. V Mezhdunar. evrazijskogo simpoziuma. Ekaterinburg, 2010. P. 182-188.
13. Ab. Rashid. Surface Roughness Prediction for CNC Milling Process using Artificial Neural Network // Proceedings of the World Congress on Engineering. 2010. Vol III WCE 2010. London, U.K. P. 758-774.
14. Vereshchagin V.YU., Mokrickij V.YA., Vereshchagina A.S. Analysis of test results of composite end mills // Scholarly Notes of Komsomolsk-na-Amure State Technical University. 2016. № 3 (27). P. 53-56.
15. Khairi Yusuf. Effect of cutting parameters on the surface roughness of titanium alloys using end milling process // Scientific Research and Essays. 2010. V. 5 (11). P. 1284-1293.
16. Ab. Rashid. Surface Roughness Prediction for CNC Milling Process using Artificial Neural Network // Proceedings of the World Congress on Engineering. 2010. Vol III WCE 2010. London, U.K. P. 758-774.
17. Tarankova E.S., Sosnovskij L.A. The influence of the working environment on the fatigue resistance of materials: a review of research // Vestn. BGUT: Nauka i transport. 2011. № 2 (23). P. 87-90.
18. Philip S.D. Prediction of surface roughness in end milling operation of duplex stainless steel using response surface methodology // Journal of Engineering Science and Technology. 2015. V. 10. № 3. P. 340-352.
19. Lakshmi V V K. Modelling and Optimization of Process Parameters during End Milling of Hardened Steel // International Journal of Engineering Research and Applications. 2012. V. 2. № 2. P. 674-679.
20. Cernashyus O., Chaevskiy V. Physical and mechanical properties of steel knives of woodcutting tools tool // Modern Machinery. Science Journal. 2016. № 6. P. 1599-1523.

#### References

1. Savolov A.V., Nikolaev D.YU., Nikolaev A.YU. Study of the influence of the imbalance of tool settings on the output indicators of milling // Bulletin of Irkutsk State Technical University. 2015. № 7 (102). P. 81-91.
2. Sanev V.I., Kamenev B.B., Sergeevichev A.V. Cutting wood and wood materials. SPb.: Izd-vo «Lan'», 2018. 384 p.
3. Ab. Rashid M.F.F. Mathematical modeling to predict surface roughness in CNC milling // World Academy of Science, Engineering and Technology. 2009. № 53. P. 63-75.