

Как видно из графиков, представленных на рисунке, для втулок с $\alpha = 0,90 \dots 0,95$ ($K = 0,01 \dots 7,00$); $\alpha = 0,70 \dots 0,80$ ($K = 2,50$); $\alpha = 0,50 \dots 0,60$ ($K = 0,70 \dots 1,50$) напряжения σ_I , σ_{II} , σ_{III} незначительно отличаются от напряжений, вычисленных по формулам Ляме. Следовательно, в этом случае гипотеза об изотропности древесины может быть применена.

При $K > 3,00$ (кроме втулок с $\alpha = 0,90 \dots 0,95$) указанные напряжения значительно отличаются от подсчитанных по формулам Ляме. Так, при $K = 6,00$ и $\alpha = 0,80$ значения σ_I и σ_{II} , σ_{III} отличаются от напряжений в изотропном теле соответственно в 1,51 и 0,76 раза (33,9 и 31,6 %), а для втулок с $\alpha = 0,50$ при этом же значении K соответственно в 3,60 и 0,14 раза (72,2 и 61,1 %).

Таким образом, в случае значительной анизотропии материалов осесимметричных втулок (деревянные втулки поперечного и торцового гнутья) выбор изотропной расчетной схемы дает недопустимо большую ошибку.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1]. Ашкенази Е. К. Анизотропия древесины и древесных материалов.— М.: Лесн. пром-сть, 1978.— 224 с. [2]. Борисов В. Н., Чернышев Ю. Ф. Напряжения в деревянной втулке при действии внутреннего и внешнего давлений // Лесн. журн.— 1971.— № 4.— С. 60—63.— (Изв. высш. учеб. заведений). [3]. Гнусов Ю. В., Мовнин М. С., Берзиньш Г. В. Модификация прессованной древесины расплавленными металлами // Модифицированная древесина и исследование ее свойств: Науч. тр.— Л.: ЛТА, 1968.— № 123.— С. 102—110. [4]. Израилит А. Б. О развитии пластических деформаций при радиальном обжати осесимметричного деревянного элемента // Модифицированная древесина и исследование ее свойств: Науч. тр.— Л.: ЛТА, 1968.— № 123.— С. 34—40. [5]. Митинский А. Н. Напряжения в толстостенной анизотропной трубе при действии внутреннего и внешнего давлений // Тр. ЛИИЖТ.— Л., 1948.— Вып. 136 (теорет.)— С. 82—91. [6]. Сидоренко А. К., Шинкаренко В. И., Решетников Е. К. Расчет натяга неподвижных соединений втулок из пьезотермообработанных анизотропных материалов // Лесн. журн.— 1971.— № 4.— С. 153—155.— (Изв. высш. учеб. заведений). [7]. Феодосьев В. И. Сопrotивление материалов.— М.: Наука, 1986.— 512 с. [8]. Чубов Н. И. Металлизированная прессованная древесина.— Воронеж: ВГУ, 1975.— 136 с. [9]. Хухрянский П. Н. Прессование древесины.— М.: Лесн. пром-сть, 1964.— 351 с.

Поступила 21 декабря 1994 г.

УДК 674.055 : 621.914.2

В. В. ТАРАТИН



Таратин Вячеслав Викторович родился в 1955 г., окончил в 1977 г. Архангельский лесотехнический институт, кандидат технических наук, доцент кафедры лесопильно-строгальных производств Архангельского государственного технического университета. Имеет 29 научных трудов в области разработки, освоения и внедрения агрегатного лесопильного оборудования, совершенствования фрезерного инструмента.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ФАКТИЧЕСКИХ УГЛОВ РЕЗАНИЯ ТОРЦОВО-КОНИЧЕСКИХ ФРЕЗ АГРЕГАТНОГО ЛЕСОПИЛЬНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Получены аналитические зависимости, позволяющие оценить характер влияния исходных угловых параметров ножей торцово-конических фрез и их режимных параметров на фактические и номинальные динамические углы резания.

Analytical relations allowing to estimate the character of initial angular parameters effect of face-cone milling cutters and their condition parameters on the actual and data-sheet dynamic cutting angles have been obtained.

В агрегатном лесопильном оборудовании для переработки сбеговой части бревен и брусьев в технологическую щепу и формирования поверхности пиломатериалов наибольшее применение получили торцово-конические фрезы с малым числом ножей [1]. К достоинству этих фрез относят малую трудоемкость изготовления и эксплуатации в сочетании с высоким качеством получаемой продукции (пиломатериалов и технологической щепы для ЦБП). Совершенствование конструкции данного инструмента является важной задачей, которую решают в настоящее время разработчики агрегатного лесопильного оборудования [4].

Составляющая часть этой задачи — обоснованный выбор угловых параметров фрез и обеспечение рациональных значений углов резания ножей фрез в плоскостях, нормальных к режущим кромкам. Такие углы в плоскостях, нормальных к режущим кромкам, соответствуют их минимальным значениям [2]. Следовательно, они служат определяющими факторами, влияющими на показатели стойкости инструмента в зависимости от выбранных углов заострения, а также на степень деформации кромок срезаемой щепы в зависимости от задних углов ножей.

Фактический динамический угол резания $\delta_{н.ф}$ (по терминологии А. Э. Грубе [2]) — это угол резания в плоскости, нормальной режущей кромке, с учетом траектории относительного движения ножа в обрабатываемом материале. Его можно определить из следующей зависимости:

$$\delta_{н.ф} = \delta_n - \arctg [U \sin \Theta (V + U \cos \Theta)^{-1}],$$

где δ_n — номинальный динамический угол резания в плоскости, нормальной режущей кромке ножа, град;

U — скорость подачи обрабатываемого материала, м/с;

V — скорость резания, м/с;

Θ — кинематический угол встречи, град.

Определение угла δ_n для торцово-конических фрез в силу сложной пространственной геометрии ножей данного инструмента достаточно трудоемко и базировалось до настоящего времени на графо-аналитическом методе.

Цель данной работы — установить аналитическую зависимость фактических и номинальных динамических углов резания от следующих конструктивно-кинематических параметров фрезы: угла резания в основной секущей плоскости фрезы (в плоскости вращения, перпендикулярной оси вращения фрезы) δ_c ; угла наклона режущей кромки ножа к плоскости вращения фрезы φ ; угла разворота режущей кромки ножа (угол между проекцией режущей кромки ножа на плоскость вращения фрезы и ее диаметральной плоскостью, проходящей через торцовый конец ножа) ϵ ; U ; V ; Θ . Угол δ_n (рис. 1) — расположен между нор-

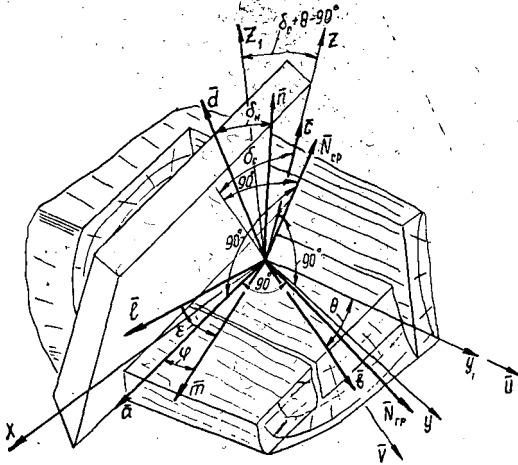


Рис. 1. Расчетная схема для определения зависимости номинального динамического угла резания δ_n от угла резания в основной секущей плоскости фрезы δ_c , угла наклона режущей кромки ножа к плоскости вращения φ и угла разворота режущей кромки ножа ϵ

мально к режущей кромке ножа \bar{n} , лежащей в плоскости ее передней грани, и вектором \bar{d} , который совпадает с линией пересечения плоскости, нормальной к режущей кромке, с плоскостью среза щелы (в качестве допущения под срезом щелы принята плоскость).

Методика определения зависимости δ_n от параметров δ_c , φ , ϵ основана на положениях [3] и заключается в следующем.

1. Принимают основную систему координат XYZ , две оси которой (Z , Y) располагаются в плоскости вращения фрезы. Ось Z совпадает с линией пересечения передней грани ножа с плоскостью вращения (вектор \bar{c}). Ось X параллельна оси вращения фрезы.

2. Определяют нормаль к передней грани ножа $\bar{N}_{гр}$ на основании признака компланарности векторов. Вектор \bar{c} совпадает с осью Z , а вектор \bar{a} — с режущей кромкой ножа.

3. Находят координаты нормали к плоскости среза щелы $\bar{N}_{ср}$ на основании признака компланарности векторов. Вектора \bar{a} и \bar{b} (совпадает с вектором скорости \bar{U}) определяют из рис. 1.

4. По значениям \bar{a} и $\bar{N}_{гр}$ определяют координаты нормали к режущей кромке, лежащей в плоскости ее передней грани \bar{n} .

5. На основании векторного произведения $\bar{a} \times \bar{N}_{ср}$ находят координаты линии пересечения плоскости, нормальной к режущей кромке, с плоскостью среза щелы \bar{d} .

6. По координатам векторов \bar{n} и \bar{d} определяют искомую зависимость.

Представим математически методику и полученную зависимость δ_n от δ_c , φ , ϵ .

Координаты исходных векторов \bar{c} , \bar{b} , \bar{l} , \bar{m} :

$$\bar{c} \{0, 0, 1\};$$

$$\bar{b} \{0, m_1, n_1\} = \sin \delta_c \bar{j} - \cos \delta_c \bar{k};$$

$$\bar{l} \{0, m_2, n_2\} = -\cos \delta_c \bar{j} - \sin \delta_c \bar{k};$$

$$\bar{m} \{0, m_3, n_3\} = -\cos(\delta_c + \epsilon) \bar{j} - \sin(\delta_c + \epsilon) \bar{k}.$$

Координаты вектора \bar{a} и нормалей $\bar{N}_{гр}$ и $\bar{N}_{ср}$:

$$\bar{a} \{l_4, m_4, n_4\} = \sin \varphi \bar{i} - \cos (\delta_c + \epsilon) \bar{j} - \sin (\delta_c + \epsilon) \bar{k};$$

$$\bar{N}_{гр} \{A_{гр}, B_{гр}, C_{гр}\} = \begin{vmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ 0 & 0 & 1 \\ l_4 m_4 n_4 \end{vmatrix} = -m_4 \bar{i} + l_4 \bar{j} = \cos (\delta_c + \epsilon) \bar{i} + \sin \varphi \bar{j};$$

$$\bar{N}_{ср} \{A_{ср}, B_{ср}, C_{ср}\} = \begin{vmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ l_4 m_4 n_4 \\ 0 m_4 n_4 \end{vmatrix} = (m_4 n_4 - m_4 n_4) \bar{i} - l_4 n_4 \bar{j} + l_4 m_4 \bar{k} =$$

$$= [\sin \delta_c \sin (\delta_c + \epsilon) + \cos \delta_c \cos (\delta_c + \epsilon)] \bar{i} + \sin \varphi \cos \delta_c \bar{j} + \sin \varphi \sin \delta_c \bar{k}.$$

Координаты вектора \bar{n} и линии пересечения \bar{d} :

$$\bar{n} \{l_5, m_5, n_5\} = \begin{vmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ l_4 & m_4 & n_4 \\ A_{гр} B_{гр} & 0 \end{vmatrix} = -n_4 B_{гр} \bar{i} + n_4 A_{гр} \bar{j} + (l_4 B_{гр} - m_4 A_{гр}) \bar{k} =$$

$$= \sin (\delta_c + \epsilon) \sin \varphi \bar{i} - \sin (\delta_c + \epsilon) \cos (\delta_c + \epsilon) \bar{j} + [\sin^2 \varphi + \cos^2 (\delta_c + \epsilon)] \bar{k};$$

$$\bar{d} \{l_6, m_6, n_6\} = \bar{a} \times \bar{N}_{ср} = \begin{vmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ l_4 & m_4 & n_4 \\ A_{ср} B_{ср} C_{ср} \end{vmatrix} = (m_4 C_{ср} - n_4 B_{ср}) \bar{i} -$$

$$- (l_4 C_{ср} - n_4 A_{ср}) \bar{j} + (l_4 B_{ср} - m_4 A_{ср}) \bar{k}.$$

Зависимость δ_n от координат векторов \bar{n} и \bar{d} :

$$\delta_n = \arccos [(l_5 l_6 + m_5 m_6 + n_5 n_6) \times \\ \times (l_5^2 + m_5^2 + n_5^2)^{-0.5} (l_6^2 + m_6^2 + n_6^2)^{-0.5}].$$

На основании этой методики составлена программа на ЭВМ для определения номинального и фактического динамических углов резания.

Результаты вычислений углов δ_n , $\delta_{н.ф}$ графически представлены на рис. 2—5. Увеличение углов резания в основной секущей плоскости δ_c и наклона к плоскости вращения φ (рис. 2), а также угла разворота режущей кромки ϵ (рис. 3) ведет к возрастанию номинального динамического угла резания δ_n . Эти зависимости носят линейный или слегка выраженный криволинейный характер. Наибольшее влияние на δ_n оказывает угол δ_c . Так, в диапазоне (рис. 3) $35^\circ < \delta_c < 55^\circ$ при $\epsilon = 0^\circ$, $\varphi = 45^\circ$ угол δ_n увеличивается на 77,3 %, а при $\epsilon = 30^\circ$, $\varphi = 45^\circ$ — на 98,9 %.

Угол δ_n зависит и от параметра ϵ . В диапазоне $0^\circ < \epsilon < 30^\circ$ при $\delta_c = 35^\circ$, $\varphi = 45^\circ$ угол δ_n возрастает на 45,5 %, а при $\delta_c = 55^\circ$, $\varphi = 45^\circ$ — на 61,5 %.

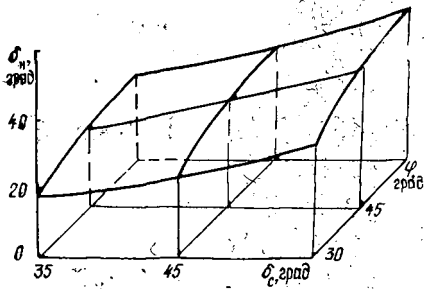


Рис. 2. Зависимость δ_n от δ_c и φ при $\epsilon = 15^\circ$

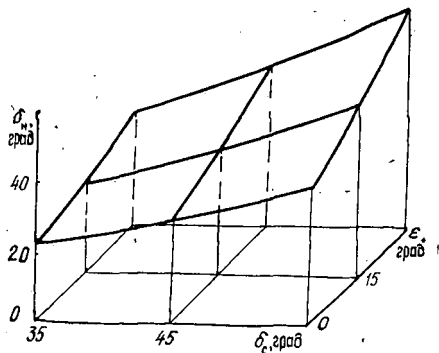


Рис. 3. Зависимость δ_n от δ_c и ϵ при $\varphi = 45^\circ$

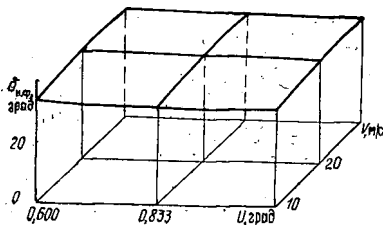


Рис. 4. Зависимость фактического динамического угла резания $\delta_{н.ф}$ от скоростей подачи U и резания V при $\delta_c = 45^\circ$, $\varphi = 45^\circ$, $\epsilon = 15^\circ$, $\Theta = 40^\circ$

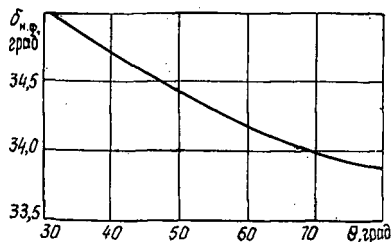


Рис. 5. Зависимость $\delta_{н.ф}$ от кинематического угла встречи Θ при $\delta_c = 45^\circ$, $\varphi = 45^\circ$, $\epsilon = 15^\circ$, $U = 0,833$ м/с, $V = 20$ м/с

Влияние угла φ на δ_n несколько меньше, чем угла ϵ , но также значительно. В диапазоне $30^\circ < \varphi < 60^\circ$ (см. рис. 2) при $\delta_c = 35^\circ$, $\epsilon = 15^\circ$ угол δ_n увеличивается на 33,3 %, а при $\delta_c = 55^\circ$ — на 34,4 %.

Изменение параметров скоростей подачи U , резания V и кинематического угла встречи Θ не столь значительно сказывается на фактическом динамическом угле резания $\delta_{н.ф}$, как δ_c , φ , ϵ на δ_n (рис. 4, 5). При постоянных значениях $\delta_c = 45^\circ$, $\varphi = 45^\circ$, $\epsilon = 15^\circ$ это влияние характеризуется следующим образом. В диапазоне $0,600 < U < 1,067$ (м/с) при $V = 10$ м/с, $\Theta = 40^\circ$ угол $\delta_{н.ф}$ уменьшается на 8,82 %, а при $V = 30$ м/с — на 2,86 %. В диапазоне $10 < V < 30$ (м/с) при $U = 0,6$ м/с, $\Theta = 40^\circ$ угол $\delta_{н.ф}$ увеличивается на 2,94 %, а при $U = 1,067$ м/с, $\Theta = 40^\circ$ — на 9,68 %. В диапазоне $30^\circ < \Theta < 80^\circ$ при $U = 0,833$ м/с, $V = 20$ м/с угол $\delta_{н.ф}$ уменьшается на 3,35 %.

При рекомендуемых значениях $\delta_c = 45^\circ$, $\varphi = 45^\circ$, $\epsilon = 15^\circ$, $U = 0,833$ м/с, $V = 20$ м/с, $30^\circ < \Theta < 70^\circ$ [1] номинальный динамический угол резания $\delta_n = 36,22^\circ$, а фактический динамический угол резания $\delta_{н.ф}$ при наименьшем и наибольшем значении рекомендуемого диапазона угла Θ соответственно равен 35,07 и 34,00°. При $\Theta = 90^\circ$ угол $\delta_{н.ф}$ уменьшается до 33,83°, т. е. максимальная разница между δ_n и $\delta_{н.ф}$ в данном случае достигает 2,39°.

Приведенные результаты расчетов и анализ конструкций торцово-конических фрез с малым количеством ножей показывают, что углы заострения ножей фрез не должны превышать 30...32°, чтобы избежать