

СУДОСТРОЕНИЕ И СУДОРЕМОНТ

УДК 678,67.014,67.017,67.019

Е. Н. Белецкий,
главный технолог,
ОАО «Концерн НПО «Аврора»»

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА СИЛОВОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ИНСТРУМЕНТА ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ ЗАГОТОВОК ОТВЕТСТВЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ УГЛЕПЛАСТИКОВ, ПРИМЕНЯЕМЫХ В СУДОСТРОЕНИИ

MODELING OF THE PROCESS OF FORCE INTERACTION OF THE TOOL IN THE MACHINING OF WORKPIECES CRITICAL PARTS MADE OF COMPOSITE PLASTICS USED IN SHIPBUILDING

В современном судостроении активно применяют композиционные углепластики. Однако существует много проблем, связанных с механической обработкой заготовок из данных материалов. Так, на этапе формообразования поверхностей деталей возникают дефекты, снижающие показатели качества изделий по параметрам точности и шероховатости поверхности. Добиться технических требований, указанных на чертеже, возможно только за счет рационально назначенных режимов обработки, обеспечивающих рациональное силовое взаимодействие режущего клина инструмента на поверхность разрушаемого материала.

В статье рассмотрено моделирование данного силового взаимодействия. Приведены расчетные зависимости, оценки нормальных и касательных деформаций, а также получена аналитическим способом зависимость для заднего угла режущего клина. Представлены зависимости заднего угла от геометрического многоугольника действующих сил при разрушении и зависимость заднего угла от модуля упругости обрабатываемого антифрикционного углепластика.

In modern shipbuilding actively use composite plastics. However, there are many problems associated with the machining of the blanks of these materials. So, at the stage of forming surfaces of the parts, there are defects that reduce quality products on the parameters of accuracy and surface roughness. To achieve the technical requirements specified on the drawing, is only possible due to rationally assigned processing modes, particularly for rational force interaction of the cutting wedge of the tool on the surface of the erodible material.

The article describes the modeling of this force interaction. The calculated dependence of the evaluation of the normal and tangential deformations, as well as the analytical method, the dependence of the rear angle of the cutting wedge. Presents the dependence of the rear corner from the geometric polygon actors in the destruction and the dependence of the rear corner from the elastic modulus of the processed antifriction carbon fiber.

Ключевые слова: подшипники скольжения, подпятники, судовые энергетические установки, композиционные антифрикционные углепластики, механическая обработка, разрушение, силовое взаимодействие.

Key words: bearings, thrust bearings, ship power plant, composite antifriction carbon plastics, machining, destruction, force interaction.



СОВРЕМЕННЫЕ судовые силовые энергетические установки требуют от применяемых конструкционных материалов высоких эксплуатационных свойств, прежде всего отвечающих за работоспособность и ресурс. Традиционные конструкционные материалы на основе металлов и их сплавов не в состоянии удовлетворить эти требованиям. Поэтому широкое применение получают композиционные материалы — реактопласты на основе полимерных смол (фенольных, эпоксидных и др.) и угольного волокна — углепластики антифрикционного назначения марок ФУТ и УГЭТ. Эти композиты обладают рядом достоинств: высокие удельные прочностные и упругие характеристики; стойкость к агрессивным химическим средам; низкая тепло- и электропроводность; уникальные триботехнические характеристики и др. Указанные физико-хи-

мические свойства позволяют успешно применять их для экстремальных условий работы узлов машин, спроектированных для нужд оборонного комплекса страны, энергетики и транспорта.

При изготовлении агрегатов паровых турбин используют большую номенклатуру крупногабаритных деталей из углепластиков (подпятников, подшипников, втулок направляющего аппарата, сферических подшипников скольжения, шаровых опор и др.). Основным способом крепления этих деталей в агрегатах является механический, посредством отверстий, выполненных по 7–10-му квалитетам точности с высокими требованиями по параметрам качества и отклонения формы (овальности, конусообразности), шероховатости до Ra не выше чем 6,3 мкм, отсутствию дефектного слоя, микротрещин, вырывов материала и т.п. (см. рис. 1) [1]–[4].

а)



б)



в)

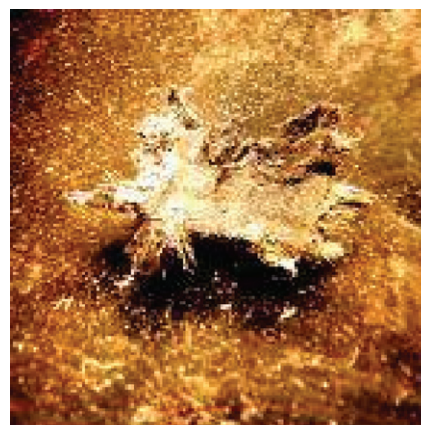


Рис. 1. Дефекты поверхности после механической обработки:

а — расслоение материала при выходе сверла; б — результат термического воздействия; в — часть матрицы с армирующим волокном, вырванным с поверхности заготовки [1]

Заготовительные операции методом прессования не обеспечивают заданной точности и качества, а в ряде случаев получение отверстий на этих операциях вообще невозможно. Раскрой материала с помощью алмаза и гидроабразивная резка приводят к появлению дефектного слоя до 2 и более мм, что также требует финишной отделочной обработки. Поэтому основным методом является сверление отверстий спиральными сверлами. Процесс механической лезвийной обработки углепластиков в настоящее время целиком изучен мало. Применительно к современному авиа- и судостроению, производству ракетной техники известны некоторые работы, в которых рассмотрены частные вопросы механической обработки реактопластов. При расширении областей использования углепластиков в различных отраслях машиностроения актуальной является разработка научно обоснованной технологии механической лезвийной обработки композиционных материалов, опирающейся на моделирование процессов разрушения резанием с дифференцированным учетом их специфических физико-химических свойств.

Моделирование процесса силового взаимодействия

При соприкосновении режущего инструмента с материалом возникают деформации. Режущая кромка, нажимая на участки, расположенные под нижней частью режущего клина, прогибается, что создает давление и трение между этим участком материала и задней гранью режущего инструмента. Деформации, возникающие под режущей кромкой, исчезают после отхода режущего инструмента от деформированного участка. По мере затупления режущего инструмента усилия резания становятся больше, деформации материала растут, соответственно возрастают и остаточные деформации. Таким образом, величина срезаемого слоя помимо других факторов обуславливается затуплением лезвия инструмента. Радиус закругления лезвия возрастает по мере затупле-

ния инструмента, при этом увеличиваются давление на материал и отжим его инструментом и, следовательно, понижается точность обработки.

Величина заднего угла оказывает существенное влияние на стойкость инструмента и силу резания материала. Установка оптимального значения заднего угла заточки производится с учетом деформации поверхностных слоев материала, на которые действуют усилия со стороны инструмента. При воздействии инструмента на обрабатываемый материал наблюдаются пластические и упругие деформации материала, возникающие около передней и задней поверхности режущего инструмента.

В результате давления, которое оказывает режущий инструмент, материал под ним деформируется, и в том случае, когда задний угол α невелик, материал прижимается к задней поверхности инструмента. Это ведет к увеличению силы резания, так как возникает трение между материалом и задней поверхностью инструмента. В результате наблюдается нагревание инструмента. Задняя поверхность несколько приглаживает неровности, полученные после обработки. При этом часто возникает нежелательное «засаливание» поверхности или образуются прижоги материала.

В работах [4], проводимых И. И. Капустиным и П. И. Буровым по резанию неметаллов, имеющих волокнистую структуру, рассмотрен процесс воздействия инструмента на обрабатываемую поверхность. Данную методику можно применить для моделирования процесса взаимодействия инструмента с заготовкой для КУ.

Определим напряжения, возникающие в обрабатываемом материале и величину наблюдаемых при этом деформаций — см. рис. 2 [1].

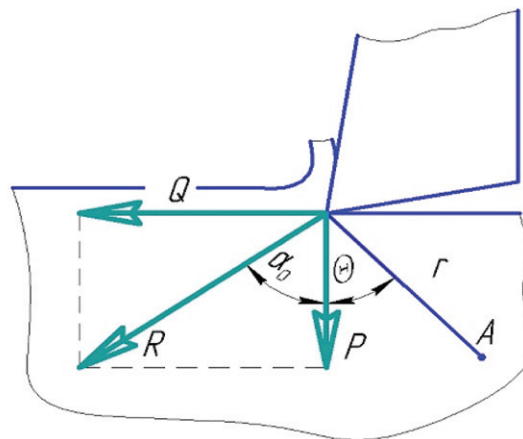


Рис. 2. Силы, действующие на поверхностный слой композиционного материала

На обрабатываемый материал действуют усилия P , направленные перпендикулярно (радиально P_x для механической обработки) разрушаемой поверхности при механической обработке, и Q , направленное по касательной (тангенциально P_z) к поверхности, как это показано на рис. 2. Тангенс угла между равнодействующей $R = \sqrt{P^2 + Q^2}$ и вертикально направленной силой P составит:

$$\operatorname{tg} \alpha_0 = \frac{Q}{P}. \quad (1)$$

Итак, на обрабатываемый композиционный материал действует сила R , образующая с вертикалью угол, равный α_0 . Деформации, наблюдаемые при обработке, довольно быстро исчезают по мере удаления от точки приложения силы. Таким образом, имеем схему нагрузки, показанную на рис. 1. В точке A с координатами r и θ действуют следующие напряжения. Нормальное напряжение в радиальном направлении:

$$\sigma_r = -\frac{2R}{\pi r} \cos(\alpha_0 + \theta). \quad (2)$$

Вывод данной формулы основан на использовании теории контактного взаимодействия в частности решении задачи Фламера [5–7].

Нормальное напряжение в тангенциальном направлении $\sigma_\theta = 0$.

Тангенциальное напряжение $\tau_{r\theta} = 0$.

При использовании законов Гука составляющие деформации могут быть выражены в зависимости от напряжений следующим образом [8].

Относительное удлинение в радиальном направлении

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E}(\sigma_r - \gamma\sigma_\theta). \quad (3)$$

Относительное удлинение в тангенциальном направлении

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{E}(\sigma_\theta - \gamma\sigma_r). \quad (4)$$

Изменение угла (деформация сдвиг)

$$\gamma_{r\theta} = \frac{1}{G}\tau_{r\theta}. \quad (5)$$

где: E — модуль нормальной упругости 1-го рода, МПа; G — модуль нормальной упругости 2-го рода МПа; γ — коэффициент Пуассона.

Но составляющие деформации следующим образом выражаются в зависимости от деформации в радиальном направлении и деформации в тангенциальном направлении:

$$\begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{\partial u}{\partial r}; \quad \varepsilon_\theta = \frac{u}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r}; \\ \varepsilon_\theta &= \frac{u}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} \text{ и } \gamma_{r\theta} = \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} + \frac{\partial v}{\partial r} - \frac{v}{r}. \end{aligned} \quad (6)$$

Таким образом, имеем три условия контактного взаимодействия:

$$\text{I. } \frac{\partial u}{\partial r} = \frac{1}{E}(\sigma_r - \gamma\sigma_\theta) = -\frac{1}{E} \frac{2R}{\pi r} \cos(\alpha_o + \theta); \quad (7)$$

$$\text{II. } \frac{u}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} = \frac{1}{E}(\sigma_\theta - \gamma\sigma_r) = \frac{1}{E} \frac{2R}{\pi r} \gamma \cos(\alpha_o + \theta); \quad (8)$$

$$\text{III. } \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} + \frac{\partial v}{\partial r} - \frac{v}{r} = 0. \quad (9)$$

После ряда математических преобразований (более подробный вывод представлен в работе [1]) получаем следующие выражения для перемещений:

$$\begin{aligned} u &= -\frac{2R}{\pi E} \ln r \cos(\alpha_o + \theta) - \frac{R(1-\gamma)}{\pi E} (\alpha_o + \theta) \sin(\alpha_o + \theta) + A \cos(\alpha_o + \theta) + \\ &+ B \sin(\alpha_o + \theta). \end{aligned} \quad (10)$$

Для определения v необходимо найти величину $\int f(\theta) d\theta$:

$$\begin{aligned} \int f(\theta) d\theta &= -\frac{2R(1-\gamma)}{\pi E} \sin(\alpha_o + \theta) + \frac{R(1-\gamma)}{\pi E} \sin(\alpha_o + \theta) + \\ &+ \frac{R(1-\gamma)}{\pi E} (\alpha_o + \theta) \cos(\alpha_o + \theta) + A \sin(\alpha_o + \theta) - B \cos(\alpha_o + \theta). \end{aligned} \quad (11)$$

Таким образом, для v получаем следующее выражение:

$$v = \frac{2R}{\pi E} \ln r \sin(\alpha_o + \theta) - \frac{R(1-\gamma)}{\pi E} (\alpha_o + \theta) \cos(\alpha_o + \theta) +$$

$$+ \frac{R(1-\gamma)}{\pi E} \sin(\alpha_o + \theta) - A \sin(\alpha_o + \theta) + B \cos(\alpha_o + \theta) + cr. \quad (12)$$

Постоянные A , B и C входящие в уравнение деформации, определяются из условий закрепления пластинки. Принимаем, что бесконечная пластинка закреплена таким образом, что в точке B (рис. 3), лежащей по направлению действия силы R , невозможно ни радиальное, ни тангенциальное перемещение пластинки [1].

Следовательно, получим

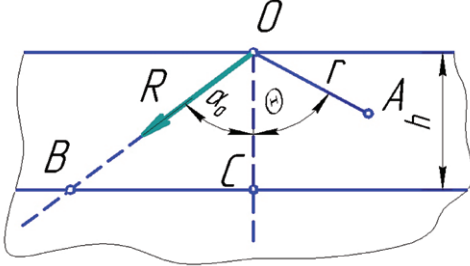


Рис. 3. Условие закрепления образца

$$u\left(\frac{h}{\cos \alpha_o}, \alpha_o\right) = 0; \quad (13)$$

$$v\left(\frac{h}{\cos \alpha_o}, \alpha_o\right) = 0. \quad (14)$$

В точке C , находящейся на линии, перпендикулярной к верхнему краю пластинки, невозможно радиальное перемещение.

Следовательно,

$$u(h, 0) = 0. \quad (15)$$

Используем два первых условия:

$$u\left(\frac{h}{\cos \alpha_o}, \alpha_o\right) = -\frac{2R \ln\left(\frac{h}{\cos \alpha_o}\right)}{\pi E} + A = 0. \quad (16)$$

Отсюда находим

$$A = R\left(\frac{2}{\pi E} \ln \frac{h}{\cos \alpha_o}\right) \text{ и } v\left(\frac{h}{\cos \alpha_o}, \alpha_o\right) = B + C \frac{h}{\cos \alpha_o} = 0; \quad (17)$$

Отсюда

$$C = -B \frac{\cos \alpha_o}{h}. \quad (18)$$

В таком случае выражение для перемещений будет иметь следующую форму:

$$u = -\frac{2R}{\pi E} \ln r \cos(\alpha_o + \theta) - \frac{R(1-\gamma)}{\pi E} (\alpha_o + \theta) \sin(\alpha_o + \theta) + \\ + \frac{2R}{\pi E} \ln\left(\frac{h}{\cos \alpha_o}\right) \cos(\alpha_o + \theta) + B \sin(\alpha_o + \theta). \quad (19)$$

Используя третье условие, получим

$$u(h, 0) = -\frac{2R}{\pi E} \ln h \cos \alpha_o - \frac{R(1-\gamma)}{\pi E} \alpha_o \sin \alpha_o + \frac{2R}{\pi E} \ln\left(\frac{h}{\cos \alpha_o}\right) \cos \alpha_o + B \sin \alpha_o = 0, \quad (20)$$

откуда получим

$$B \sin \alpha_o = \frac{2R}{\pi E} (\ln h) \cos \alpha_o + \frac{R(1-\gamma)}{\pi E} \alpha_o \sin \alpha_o - \frac{2R}{\pi E} \ln\left(\frac{h}{\cos \alpha_o}\right) \cos \alpha_o. \quad (21)$$

После подстановки значений получим следующие выражения для радиального и тангенциального перемещения.

Радиальное перемещение под режущим клином в случае, когда $\theta = \frac{\pi}{2}$, составит:

$$u = \frac{R}{\pi E} \left\langle -2 \ln r \cos(\alpha_o + \theta) - (1-\gamma)(\alpha_o + \theta) \sin(\alpha_o + \theta) + 2 \ln\left(\frac{h}{\cos \alpha_o}\right) \cos(\alpha_o + \theta) + \right. \\ \left. + [2(\ln \cos \alpha_o) \cot g \alpha_o + (1-\gamma)\alpha_o] \sin(\alpha_o + \theta) \right\rangle. \quad (22)$$

Или окончательное тангенциальное перемещение

$$\nu = \frac{R}{\pi E} \left\langle 2 \cos \alpha_o \ln \left(\frac{r}{h} \right) + [(1 - \nu) \frac{\pi}{2} \sin \alpha_o + (1 + \nu) \cos \alpha_o] - \right. \\ \left. - \frac{r}{h} \left[2 (\ln \cos \alpha_o) \frac{\cos^2 \alpha_o}{\sin \alpha_o} + (1 + \nu) \alpha_o \cos \alpha_o \right] \right\rangle. \quad (23)$$

Таким образом, уравнение изогнутой поверхности пластинки в параметрической форме будет представлено следующим образом по данным, показанным на рис. 4:

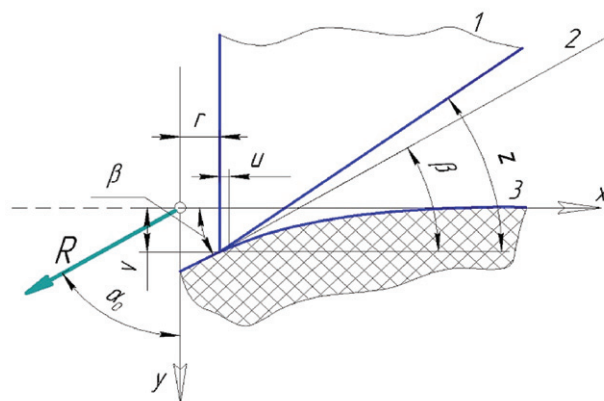


Рис. 4. Деформация поверхности заготовки под режущим клином инструмента:
1 — режущий клин инструмента; 2 — касательная к деформированной поверхности образца,
3 — деформированная поверхность [1], [10]

$$x = r + u\left(\frac{\pi}{2}, r\right); \quad (24)$$

$$y = \nu\left(\frac{\pi}{2}, r\right), \quad (25)$$

где

$$u\left(\frac{\pi}{2}, r\right) = \frac{R}{\pi E} \left\langle 2 \sin \alpha_o \ln \left(\frac{r}{h} \right) + \left[2 \frac{\ln \cos \alpha_o}{\sin \alpha_o} - (1 - \nu) \frac{\pi}{2} \cos \alpha_o \right] \right\rangle, \quad (26)$$

$$\nu\left(\frac{\pi}{2}, r\right) = \frac{R}{\pi E} \left\langle 2 \cos \alpha_o \ln \left(\frac{r}{h} \right) - \frac{r}{h} \left[2 (\ln \cos \alpha_o) \frac{\cos^2 \alpha_o}{\sin \alpha_o} + (1 + \gamma) \alpha_o \cos \alpha_o \right] \right. \\ \left. + \left[(1 - \gamma) \frac{\pi}{2} \sin \alpha_o + (1 + \gamma) \cos \alpha_o \right] \right\rangle. \quad (27)$$

Здесь R имеет размерность в $H/мм$; нагрузка приложена по ширине режущей поверхности материала.

Введем обозначение:

$$2 \frac{\ln \cos \alpha_o}{\sin \alpha_o} - (1 - \gamma) \frac{\pi}{2} \cos \alpha_o = \alpha; \quad (28)$$

$$2 (\ln \cos \alpha_o) \frac{\cos^2 \alpha_o}{\sin \alpha_o} + (1 + \gamma) \alpha_o \cos \alpha_o = b; \quad (29)$$

$$(1 - \mu) \frac{\pi}{2} \sin \alpha_o + (1 + \gamma) \cos \alpha_o = c. \quad (30)$$

Итак, будем иметь:

$$x = r + \frac{R}{\pi E} 2 \sin \alpha_o \ln\left(\frac{r}{h}\right) + \frac{R}{\pi E} \alpha; \quad (31)$$

$$y = -\frac{R}{\pi E} \frac{b}{h} r + \frac{R}{\pi E} 2 \cos \alpha_o \ln\left(\frac{r}{h}\right) + \frac{R}{\pi E} c. \quad (32)$$

Определим угол наклона касательной к этой кривой:

$$\frac{dy}{dx} = \frac{\frac{dy}{dr}}{\frac{dx}{dr}}. \quad (33)$$

Определим величину производных $\frac{dy}{dr}$ и $\frac{dx}{dr}$:

$$\frac{dy}{dr} = -\frac{R}{\pi E} \frac{b}{h} + \frac{R}{\pi E} \frac{2 \cos \alpha_o}{h} \frac{1}{r}, \quad (34)$$

$$\frac{dx}{dr} = 1 + \frac{R}{\pi E} \frac{2 \sin \alpha_o}{h} \frac{1}{r}. \quad (35)$$

Отсюда находим

$$\frac{dy}{dx} = \frac{-\frac{R}{\pi E} \frac{b}{h} + \frac{2R}{\pi E} \cos \alpha_o \frac{1}{r}}{1 + \frac{R}{\pi E} 2 \sin \alpha_o \frac{1}{r}}. \quad (36)$$

Или, преобразовав, получим:

$$\frac{dy}{dx} = \frac{-\frac{b}{h} + 2 \cos \alpha_o \frac{1}{r}}{\frac{\pi E}{R} + 2 \sin \alpha_o \frac{1}{r}} = \frac{-\frac{b}{h} r + 2 \cos \alpha_o}{\frac{\pi E}{R} r + 2 \sin \alpha_o}. \quad (37)$$

Очевидно, что в случае $r = 0$ или фактически в случае весьма небольшого r , равного радиусу той сферы, в которой происходит пластическая деформация, получим:

$$\frac{dy}{dx} = \operatorname{ctg} \alpha_o = \operatorname{tg} \alpha_1. \quad (38)$$

Таким образом, касательная к изогнутой поверхности под режущим клином инструмента образует с вертикалью угол, равный углу между направлением равнодействующей и вертикалью. Значение $\operatorname{tg} \alpha_1$ — тангенса угла наклона касательной к изогнутой поверхности — определяется из уравнения

$$\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{dy}{dx} = \frac{-2[\lg(\cos \alpha_o) \frac{\cos^2 \alpha_o}{\sin \alpha_o} + (1 + \gamma) \alpha_o \cos \alpha_o] \frac{r}{h} + 2 \cos \alpha_o}{\frac{\pi E}{R} r + 2 \sin \alpha_o}. \quad (39)$$

Чтобы исключить трение между задней поверхностью инструмента и обрабатываемым материалом, необходимо, чтобы задний угол был больше, чем угол α_1 , т. е.

$$\operatorname{tg} \alpha > \frac{-2[\lg(\cos \alpha_o) \frac{\cos^2 \alpha_o}{\sin \alpha_o} + (1 + \gamma) \alpha_o \cos \alpha_o] \frac{r_1}{h} + 2 \cos \alpha_o}{\frac{\pi E}{R} r_1 + 2 \sin \alpha_o}. \quad (40)$$

Здесь r_1 — расстояние от точки, в которой приложена сила до границы упругой зоны; оно определяется из следующего уравнения:

$$\frac{2R}{\pi r_1} \cos(\alpha_o + \frac{\pi}{2}) = (\sigma_r)_{\max}; \quad (41)$$

$$\frac{2R}{\pi r_1} \sin \alpha_o = (\sigma_r)_{\max}. \quad (42)$$

Здесь $(\sigma_r)_{\max}$ — максимальное значение нормального напряжения, при котором материал имеет упругие деформации. Из уравнения находим:

$$r_1 = \frac{2 \sin \alpha_o R}{\pi (\sigma_r)_{\max}}. \quad (43)$$

Подставив эти значения r_1 в формулу для определения угла, получим окончательно:

$$\operatorname{tg} \alpha > \operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{2} - \alpha_o \right) \frac{1 - [2(\ln \cos \alpha_o) \cos \alpha_o + (1 + \gamma) \alpha_o \sin \alpha_o] \frac{R}{\pi h (\sigma_r)_{\max}}}{1 + \frac{E}{(\sigma_r)_{\max}}}. \quad (44)$$

Выражение $1 - [2(\ln \cos \alpha_o) \cos \alpha_o + (1 + \gamma) \alpha_o \sin \alpha_o] \frac{R}{\pi h (\sigma_r)_{\max}}$ мало по сравнению с единицей, поэтому последнее уравнение приводится к виду

$$\operatorname{tg} \alpha > \operatorname{ctg} \alpha_1 \frac{\varepsilon}{1 + \varepsilon}, \quad (45)$$

где ε — соответствующая относительная деформация материала; α_1 — угол, равный $\frac{\pi}{2} - \alpha_o$.

Проанализируем величину заднего угла согласно выше представленных формул. Величину угла альфа можно рассчитать:

$$\alpha_o = \operatorname{artg} \frac{Q}{P}. \quad (46)$$

Величина составляющих сил резания Q и P (рис. 3) при лезвийной обработке композиционного углепластика примерно одинакова, как показали практические опыты. Следовательно, величина угла α_o будет равна $30-60^\circ$. Угол α_o в процессе механической обработки имеет тенденцию изменяться в силу изменения составляющих сил резания вследствие износа режущего инструмента. На рис. 5 показан график зависимости заднего угла инструмента от угла между составляющими сил резания [1]–[10]. Из графика видно, что для процесса лезвийной обработки КУ величина заднего угла должна быть больше 2° . Данное значение теоретического заднего угла инструмента обусловлено тем, что в формулу для расчета заднего угла подставлялось значение модуля нормального напряжения всего композита в целом.

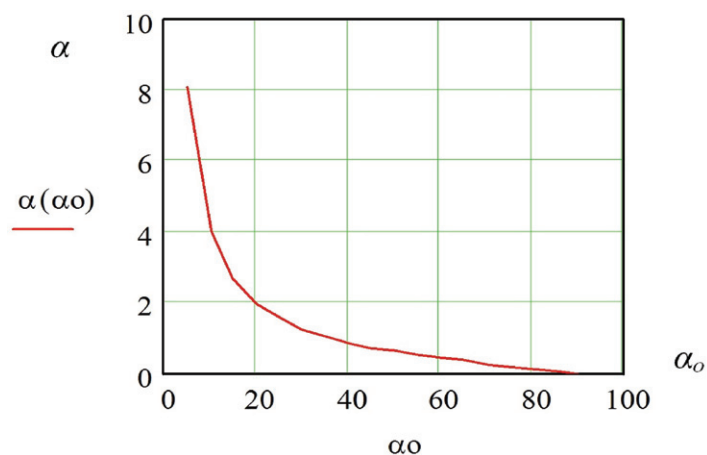


Рис. 5. Зависимость заднего угла от угла, образованного составляющими силами резания

Не принимается во внимание тот факт, что матрица обладает более высокими упругими свойствами, что и является причиной упругого последствия материала. Рассмотрим величину теоретического заднего угла рассчитанного по формуле (46) в зависимости от модуля нормальной упругости (см. рис. 6). Из графика видно, что величина заднего угла инструмента соответствующего модулю нормального растяжения эпоксидной смолы (30–50 МПа), будет равна 24–36°.

Известно, что в случаях малых задних углов трение задней поверхности по поверхности заготовки увеличивается, соответственно увеличивается расход энергии.

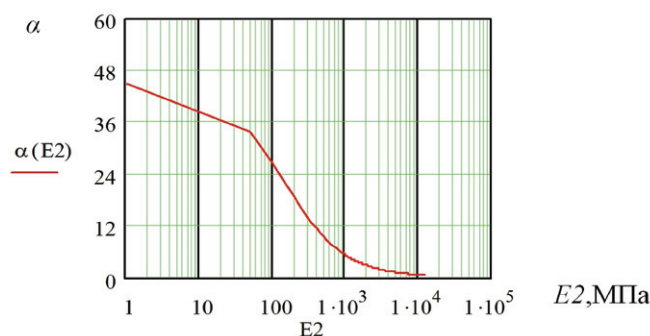


Рис. 6. Зависимость заднего угла от модуля нормальной упругости обрабатываемого материала

Выводы

Приведенные расчеты [1]–[10] по предложенному выше алгоритму показывают, что поперечный модуль упругости композиционного углепластика существенно зависит от структурных параметров материала, меняющихся в широких пределах. Однако наибольшее влияние при расчетах на его величину оказывают геометрические параметры: диаметр волокна, плотность навивки, а также межвитковое расстояние.

Можно отметить, что при деформации резанием однонаправленного углепластика нормально армирующим угольным волокнам в связующем возникает концентрация деформации, которая в расчетах может быть определена через коэффициент концентрации деформации.

На основании теоретических исследований [1] выявлено, что задний угол режущего инструмента должен быть больше угла наклона касательной к деформированной поверхности заготовки. Предложена формула для расчета заднего угла инструмента.

На основании произведенных расчетов построен график зависимости заднего угла от упругих свойств обрабатываемого материала, из которого видно, что с увеличением упругих свойств материала величина заднего угла должна быть увеличена.

На основании предложенной формулы для определения заднего угла с увеличением износа инструмента увеличивается прогиб материала, соответственно возрастают усилия и работа, затрачиваемая на деформацию при резании.

Список литературы

1. Белецкий Е. Н. Обеспечение заданной точности и качества поверхности на операциях сверления антифрикционных углепластиков на основе результатов моделирования процесса резания: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.02.07 / Е. Н. Белецкий. — Саратов: СГТУ, 2010. — 134 с.
2. Абозин И. Ю. Некоторые вопросы механической лезвийной обработки углепластиков / И. Ю. Абозин, В. М. Петров // Вопросы материаловедения. — 2001. — № 2(26).

3. Белецкий Е. Н. Учет физико-механических характеристик композиционных углепластиков, влияющих на процессы разрушения при реализации технологического процесса механической обработки и экстремальных условий эксплуатации / Е. Н. Белецкий, С. Н. Безпальчук, В. М. Петров // Вестник Государственного университета морского и речного флота имени адмирала С. О. Макарова. — 2014. — № 2(24).

4. Петров В. М. Модель разрушения композиционных углепластиков при обработке лезвийным инструментом: Международная научно-практической конференция «Прогрессивные технологии обработки материалов, режущий инструмент и оснастка», 18–20 декабря 2002 г./ В. М. Петров // Инструмент и технологии. — 2002. — № 9–10. — С. 23–30.

5. Капустин И. И. Режущий инструмент кожевенно-обувной промышленности / И. И. Капустин, П. И. Буров // Сборник трудов ЦНИКП. — 1950. — № 16. — С. 8–14.

6. Кузнецов В. Д. Физика твердого тела. — Т. 3. / В. Д. Кузнецов. — Томск: Красное знамя, 1944. — С. 742.

7. Томленов А. Д. Теория пластического деформирования металлов / А. Д. Томленов. — М.: Металлургия, 1972. — С. 408.

8. Тонсен Э. Механика пластических деформаций при обработке металлов / Э. Тонсен, Ч. Янг, Ш. Кобаяши. — М.: Машиностроение, 1969. — С. 504.

9. Белецкий Е. Н. Изменение физико-механических показателей композиционного углепластика разной структуры при его разрушении резанием / Е. Н. Белецкий, С. Н. Безпальчук, О. А. Иванов, В. М. Петров // Инструмент и технологии. — 2007. — № 26–27. — С. 87–91.

10. Белецкий Е. Н. Реологические модели, используемые при моделировании процессов резания антифрикционных углепластиков, применяемых в энергомашиностроении / Е. Н. Белецкий // Инструмент и технологии. — 2009. — № 32. — С. 180–185.

УДК 621.313

А. А. Марченко,
ст. преподаватель,
ФГБОУ ВПО «КамчатГТУ»;

Н. Н. Портнягин,
д-р тех. наук,
ФГБОУ ВПО «КамчатГТУ»

ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОЕ НАГРУЖЕНИЕ АСИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ В ПРОЦЕССЕ ПОСЛЕРЕМОНТНЫХ ИСПЫТАНИЙ

POWER EFFECTIVE LOADING OF ASYNCHRONOUS ELECTRIC MOTORS IN THE COURSE OF POSTREPAIR TESTS

В статье предложены методы по нагружению асинхронных электродвигателей после ремонта током и моментом. Данная методика имеет преимущества. Вместо испытаний при помощи механической нагрузки с присоединением дополнительных машин на валу испытуемого электродвигателя предлагается использовать динамические режимы машины, что позволит отказаться от механических соединений. Изменение частоты напряжения напрямую влияет на момент на валу машины и ток электродвигателя. Применяя эти свойства, можно получить значение средней мощности на валу, что является необходимым при испытании машин после ремонта. Также данная методика предполагает рекуперацию электро-