

- ствия боковых сил и поперечного смещения ленточной пилы по шкивам.
- Для пил шириной 100...150 мм механизм потери устойчивости будет носить смешанный характер, обусловленный действием критических сил и сдвига по шкивам.
 - Учет действия критических сил при оценке устойчивости необходимо проводить для пил шириной 120 мм и более: с возрастанием ширины пилы фактор критической силы будет все более доминировать при отклонениях ленточной пилы от плоскости пропила.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Алфуртов Н.А. Основы расчета на устойчивость упругих систем. – М.: Машиностроение, 1978. – 311 с.
- Прокофьев Г.Ф. Интенсификация пиления древесины рамными и ленточными пилами. – М.: Лесная промышленность, 1990. – 240 с.
- Беляев Н.М. Соппротивление материалов. – М.: Наука, 1976. – 607 с.

Поступила 23.06.2008 г.

УДК 621.9

СТРУЖКООБРАЗОВАНИЕ С РАЗВИТОЙ ЗОНОЙ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ РЕЗАНИИ МАТЕРИАЛОВ

С.И. Петрушин, А.В. Проскоков*

Томский политехнический университет

*Юргинский технологический институт (филиал) ТПУ, г. Юрга

E-mail: andrey_proskokov@rambler.ru

Предложена схема стружкообразования с развитой зоной пластических деформаций на основе полей линий скольжения. Показан вывод уравнений для граничных линий пластической зоны. Приведена методика и пример расчета внутренних и контактных напряжений.

Ключевые слова:

Резание металлов, напряженно-деформированное состояние, зона пластических деформаций, линии скольжения, контактные напряжения.

Экспериментально доказано, что при обработке материалов резанием превращение срезаемого слоя в стружку происходит в пластической зоне, имеющей сложную форму. Предпринимались многочисленные попытки моделирования этой зоны на основе построения полей линий скольжения. Согласно теории пластичности [1] линии скольжения представляют собой два семейства взаимно ортогональных криволинейных координат, вдоль которых действуют максимальные касательные напряжения. Если удастся построить кинематически возможное поле линий скольжения, то возможен и расчет напряженно-деформированного состояния (НДС) в зоне стружкообразования.

Первая серьезная попытка построить поле линий скольжения в зоне стружкообразования при свободном ортогональном резании принадлежит Н.Н. Зореву [2]. К сожалению, правильно отражая картину пластических деформаций, наблюдаемых на микрофотографиях корней стружки, эта схема не поддается обсчету из-за некоторого произвола в проведении линий скольжения. Другие схемы позволяют рассчитать напряжения в пластической зоне, но отдают предпочтение либо области пер-

вичных деформаций, прилегающей к свободной поверхности срезаемого слоя и стружки, либо области вторичных деформаций, окружающей лезвие инструмента. Поэтому задача разработки схемы полей скольжения в пластической зоне, правильно отражающей результаты экспериментов и в то же время поддающейся расчету, остается до сих пор не решенной.

В работе [3] была предложена схема стружкообразования с развитыми зонами пластических деформаций для условий, когда передний γ и задний α угол лезвия инструмента равны нулю. Ее можно применить и для случаев, когда углы α и γ отличны от нуля. При этом уравнения границ зон пластичности будут отличаться от полученных ранее. Рассмотрим методику построения сетки линий скольжения в пластической области в предположении, что первопричиной изменения геометрии зоны пластичности являются контактные явления на трущихся площадках лезвия инструмента.

Форма и размеры участка пластичности, прилегающего к лезвию (зоны вторичных деформаций) зависят от условий трения на передней и задней поверхности, которые в свою очередь определяют

ся закономерностями распределения контактных напряжений на трущихся площадках между передней поверхностью и стружкой, а также между задней поверхностью и заготовкой. Обобщая большой экспериментальный материал, полученный проф. М.Ф. Полетикой [4], можно при $\gamma=0$ аппроксимировать распределение нормальных контактных напряжений на передней поверхности σ_0^n законом треугольника, а касательные τ_0^n принять постоянными на пластическом участке l_{n1} и линейно уменьшающимися до нуля в конце контакта – на упругом. Эти зависимости представим следующими выражениями:

$$\sigma_0^n = \sigma_m^n (1 - y_d / l_n); \quad (1)$$

$$\tau_0^n = \begin{cases} \tau_m^n, & 0 \leq y_d \leq l_{n1} \\ \tau_m^n (l_n - y_d) / (l_n - l_{n1}), & l_{n1} \leq y_d \leq l_n \end{cases}, \quad (2)$$

где σ_m^n и τ_m^n – максимальные величины соответственно нормальных и касательных контактных напряжений на передней поверхности; y_d – координата точки контакта в направлении схода стружки; l_n – полная длина контакта между стружкой и передней поверхностью.

С увеличением переднего угла в i -ой точке передней поверхности происходит перераспределение исходных контактных напряжений τ_0^n и σ_0^n в соответствии с формулами [3]:

$$\sigma_i^n = \sigma_0^n \cdot \cos \gamma_d - \tau_0^n \cdot \sin \gamma_d; \quad (3)$$

$$\tau_i^n = \sigma_0^n \cdot \sin \gamma_d + \tau_0^n \cdot \cos \gamma_d, \quad (4)$$

где γ_d – передний угол в динамической системе координат.

Если подставить в (3) и (4) соответствующие выражения для τ_0^n и σ_0^n из (1) и (2) в зоне пластического контакта, то получим:

$$\sigma_i^n = \sigma_m^n (1 - y_d / l_n) \cos \gamma_d - \tau_m^n \sin \gamma_d; \quad (5)$$

$$\tau_i^n = \sigma_m^n (1 - y_d / l_n) \sin \gamma_d + \tau_m^n \cos \gamma_d. \quad (6)$$

Согласно закона трения Кулона-Амонтона коэффициент трения в рассматриваемой точке контактной поверхности определяется отношением касательного контактного напряжения к нормальному в той же точке поверхности [1]. Поэтому значение условного коэффициента трения на пластическом контакте с учетом (5) и (6) определится по формуле:

$$\mu_n = \frac{\tau_i^n}{\sigma_i^n} = \frac{\sigma_m^n (1 - y_d / l_n) \sin \gamma_d + \tau_m^n \cos \gamma_d}{\sigma_m^n (1 - y_d / l_n) \cos \gamma_d - \tau_m^n \sin \gamma_d}. \quad (7)$$

Выражение (7) после преобразований примет вид:

$$\mu_n = \frac{(1 - y_d / l_n) \operatorname{tg} \gamma_d + \mu_{no}}{1 - y_d / l_n - \mu_{no} \operatorname{tg} \gamma_d}, \quad (8)$$

где $\mu_{no} = \tau_m^n / \sigma_m^n$ – величина коэффициента трения в вершине лезвия.

Известно [1], что углы выхода линий скольжения в зоне пластического контакта равны: для α -линий скольжения $\theta_1 = \pi/4 + \operatorname{arctg} \mu_n$; для β -линий скольжения $\theta_2 = 3\pi/4 + \operatorname{arctg} \mu_n$. Тангенсы этих углов представляют собой дифференциальные уравнения линий скольжения (уравнения Т. Гейрингер):

$$\alpha\text{-линии} \quad \frac{dz_d}{dy_d} = \operatorname{tg} \left(\frac{\pi}{4} + \operatorname{arctg} \mu_n \right) = \frac{1 + \mu_n}{1 - \mu_n}; \quad (9)$$

$$\beta\text{-линии} \quad \frac{dz_d}{dy_d} = \operatorname{tg} \left(\frac{3\pi}{4} + \operatorname{arctg} \mu_n \right) = -\frac{1 - \mu_n}{1 + \mu_n}. \quad (10)$$

После интегрирования выражений (9) и (10) по y_d с учетом (8) получаем уравнения α и β -линий, исходящих из передней поверхности лезвия (рис. 1):

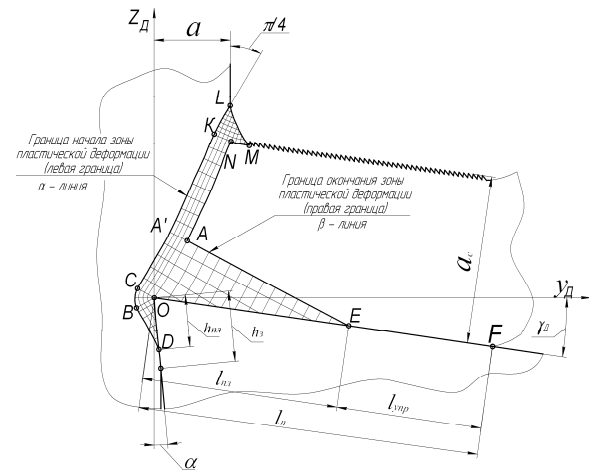


Рис. 1. Схема стружкообразования с развитыми зонами пластической деформации

α -линия

$$z_d = [-2 \cdot l_n \cdot \mu_{no} \cdot \ln(l_n - y_d - \mu_{no} \cdot \operatorname{tg} \gamma_d \cdot l_n - \operatorname{tg} \gamma_d \cdot l_n + y_d \cdot \operatorname{tg} \gamma_d - \mu_{no} \cdot l_n) \cdot (\operatorname{tg} \gamma_d^2 + 1) + (-y_d \cdot \operatorname{tg} \gamma_d^2 + y_d)] / (-1 + \operatorname{tg} \gamma_d)^2 + C_I; \quad (11)$$

β -линия

$$z_d = [-2 \cdot l_n \cdot \mu_{no} \cdot \ln(y_d - l_n + \mu_{no} \cdot \operatorname{tg} \gamma_d \cdot l_n + y_d \cdot \operatorname{tg} \gamma_d - \operatorname{tg} \gamma_d \cdot l_n - \mu_{no} \cdot l_n) \cdot (\operatorname{tg} \gamma_d^2 + 1) + (-y_d + y_d \cdot (\operatorname{tg} \gamma_d)^2)] / (1 + \operatorname{tg} \gamma_d)^2 + C_{II}, \quad (12)$$

где коэффициенты C_I и C_{II} определяются координатами текущей точки пластического контакта.

Для построения полного поля линий скольжения в зоне стружкообразования важное значение имеют граничные линии скольжения, на которых обрабатываемый материал переходит из упругого в пластическое состояние и наоборот. Их уравнения получены из (11) и (12) при условиях прохождения этих линий через вершину лезвия и через точку с координатами $y_d = \lambda_{n1}$, $Z = -y_d \cdot \operatorname{tg} \gamma_d$ следующим образом:

α -линия

$$z_d = \frac{-2 \cdot \mu_{no} \cdot l_n \cdot c_a \cdot (1 + (\operatorname{tg} \gamma_d)^2) + (1 - (\operatorname{tg} \gamma_d)^2) \cdot y_d}{(1 + \operatorname{tg} \gamma_d)^2}, \quad (13)$$

β -линия

$$z_D = [(2 \cdot \mu_{no} \cdot c_\beta + y_D) + 4 \cdot l_{ni} \cdot (\cos \gamma_D)^3 - 2 \cdot y_D \cdot (\cos \gamma_D)^2 - 3 \cdot l_{ni} \cdot \cos \gamma_D - l_{ni} \cdot \sin \gamma_D] / [2 \cdot \sin \gamma_D \cdot \cos \gamma_D + 1], \quad (14)$$

где

$$c_\alpha = \ln([(-l_n + y_D + \mu_{no} \cdot \operatorname{tg} \gamma_D \cdot l_n + \operatorname{tg} \gamma \cdot l_n - \operatorname{tg} \gamma_D \cdot y_D + \mu_{no} \cdot l_n] / [l_n \cdot (-1 + \mu_{no} \cdot \operatorname{tg} \gamma_D + \operatorname{tg} \gamma_D + \mu_{no})]),$$

$$c_\beta = \ln([l_{ni} \cdot (\cos \gamma_D)^2 - l_n \cdot \cos \gamma_D + \mu_{no} \cdot \sin \gamma_D \cdot l_n - \sin \gamma_D \cdot l_n + l_{ni} \cdot \sin \gamma_D \cdot \cos \gamma_D - \mu_{no} \cdot l_n \cdot \cos \gamma_D] / [(-l_n \cdot \cos \gamma_D + y_D \cdot \cos \gamma_D + \mu_{no} \cdot \sin \gamma_D \cdot l_n - \sin \gamma_D \cdot l_n + y_D \cdot \sin \gamma_D - \mu_{no} \cdot l_n \cdot \cos \gamma_D)]).$$

Координаты узловой точки A (см. рис. 1) пересечения граничных α и β -линий скольжения определится решением численным методом трансцендентного уравнения, полученного приравниванием выражений (13) и (14).

Результаты расчетов по формулам (13) и (14) границ зоны пластичности показывают, что α и β -линии имеют небольшую вогнутость, увеличивающуюся с уменьшением μ_{no} . При этом с увеличением μ_{no} наклон α линии к оси y_D увеличивается, а β -линии уменьшается. Заметим, что с увеличением μ_{no} предельный уровень коэффициента пластического трения на передней поверхности ($\mu_n=0,5$) достигается вначале в точке E и затем распространяется на всю длину пластического контакта. В этом случае внешнее трение между стружкой и инструментом прекращается и прирезовый слой стружки полностью затормаживается. Здесь начинается образование нароста или застойной зоны и возникают внутреннее трение в материале стружки.

Пластический контакт между задней поверхностью и поверхностью резания происходит при большей скорости скольжения, но с физической точки зрения он мало чем отличается от контактных явлений на передней поверхности. Поэтому уравнения линий скольжения на задней поверхности получены аналогичным способом. При этом общая длина контакта по задней поверхности $0-h_3$ (см. рис. 1) делится на участок пластического h_{ni} и упругого h_3-h_{ni} контакта. Для обеспечения единства полей скольжения, прилегающих к передней и задней поверхностям, оси z_D и y_D направим в обратную сторону, поменяв также местами α и β -линии скольжения.

Примем распределение контактных напряжений на задней поверхности таким же, как и для передней, то есть нормальные σ_3 распределены по треугольному закону, а касательные τ_3 постоянны на пластическом участке. Тогда закономерность изменения коэффициента трения на задней поверхности μ_3 будет также аналогична передней. Отсюда получены следующие формулы для граничных α и β -линий на задней поверхности лезвия:

α -линия

$$y_D = [(2 \cdot \mu_{zo} \cdot d_\alpha + z_D) + 4 \cdot h_{ni} \cdot (\cos \alpha)^3 - 2 \cdot z_D \cdot (\cos \alpha)^2 - 3 \cdot h_{ni} \cdot \cos \alpha - h_{ni} \cdot \sin \alpha] / (2 \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha + 1); \quad (15)$$

β -линия

$$y_D = \frac{-2 \cdot \mu_{zo} \cdot h_n \cdot d_\beta \cdot (1 + (\operatorname{tg} \alpha)^2) + (1 - (\operatorname{tg} \alpha)^2) \cdot z_D}{(1 + \operatorname{tg} \alpha)^2}; \quad (16)$$

где

$$d_\alpha = \ln([h_{ni} \cdot (\cos \alpha)^2 - h_3 \cdot \cos \alpha + \mu_{zo} \cdot \sin \alpha \cdot h_3 - \sin \alpha \cdot h_3 + h_{ni} \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha - \mu_{zo} \cdot h_3 \cdot \cos \alpha] / [-h_3 \cdot \cos \alpha + z_D \cdot \cos \alpha + \mu_{zo} \cdot \sin \alpha \cdot h_3 - \sin \alpha \cdot h_3 + z_D \cdot \sin \alpha - \mu_{zo} \cdot h_3 \cdot \cos \alpha]);$$

$$d_\beta = \ln([-h_3 + z_D + \mu_{zo} \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot h_3 + \operatorname{tg} \alpha \cdot h_3 - \operatorname{tg} \alpha \cdot z_D + \mu_{zo} \cdot h_3] / [h_3 \cdot (-1 + \mu_{zo} \cdot \operatorname{tg} \alpha + \operatorname{tg} \alpha + \mu_{zo})]);$$

μ_{zo} – коэффициент трения в вершине на задней поверхности.

Совместным решением уравнений (15) и (16) определяются координаты узловой точки пересечения B (см. рис. 1).

Положение сдвиговой области стружкообразования (полосы скольжения), выходящей на свободную поверхность срезаемого слоя и стружки, также зависит от условий трения на передней и задней поверхностях лезвия. Толщина полосы скольжения определяется интенсивностью трения на задней поверхности, а именно радиусом централизованного веера COB (см. рис. 1). Начальная граница $СК$ сдвиговой полосы скольжения эквидистантна конечной OAN и определяется углом наклона касательной (углом сдвига) в каждой точке α -линии, который задается уравнением:

$$\phi = \operatorname{arctg}([\mu_{no} \cdot \operatorname{tg} \gamma_D \cdot l_n - \operatorname{tg} \gamma_D \cdot l_n + \operatorname{tg} \gamma_D \cdot y_D - \mu_{no} \cdot l_n - l_n + y_D] / [-l_n + y_D + \mu_{no} \cdot \operatorname{tg} \gamma_D \cdot l_n + \operatorname{tg} \gamma \cdot l_n - \operatorname{tg} \gamma_D \cdot y_D + \mu_{no} \cdot l_n]).$$

В области KLM , примыкающей к угловому переходу между наружными поверхностями срезаемого слоя и стружки (рис. 2), происходит поворот начальной границы сдвиговой полосы по часовой стрелке, который обеспечивает выход ее на свободную поверхность под углом $\pi/4$. Если предположить, что переходная кривая LM (кривая А.А. Брикса) представляет собой часть окружности радиуса R , то кривые KL и KM будут представлять собой части логарифмических спиралей [1]. В полярных координатах r, θ с центром в точке O_1 (см. рис. 2) уравнение логарифмической спирали, пересекающей все свои радиусы-векторы под углом $\pi/4$, имеет вид:

$$r = c \cdot e^{\theta}. \quad (17)$$

Для точки L схемы имеем следующее условие прохождения через нее спирали (17): $\theta_L = \pi$, $r = R$. Необходимо заметить, что $\angle O_1KO' = \angle LO_1K = \pi/4 - \phi_K$,

где ϕ_k – угол сдвига в точке K . Спираль KM симметрична спирали KL относительно радиуса-вектора O_1K . Исходя из этих соображений производилось определение координат точки K численным методом, последовательно перемещаясь вдоль кривой SK до совмещения логарифмической спирали KM с верхней границей стружки.

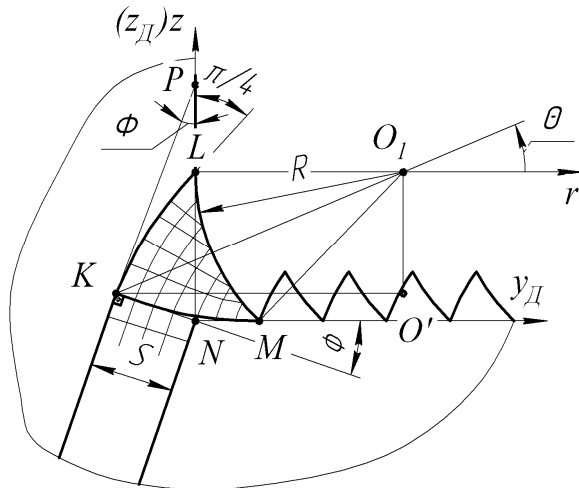


Рис. 2. Переходная зона пластичности между срезаемым слоем и стружкой

Обратим внимание на то, что в пластическом треугольнике KLM не удастся выполнить условие выхода на свободную поверхность стружки под углом $\pi/4$ граничной логарифмической спирали KM . По нашим представлениям, точка M является точкой бифуркации, с которой начинается пилообразность наружной поверхности стружки. При этом часть зубчика параллельна кривой LM , а другая часть представляет собой отрезок какой-либо внутренней α -спирали данной зоны пластичности (см. рис. 2). При определенных условиях, определяемых свойствами обрабатываемого материала и особенностями НДС, указанная пилообразность увеличивается и происходит переход от сливной стружки к стружке скалывания.

Таким образом, построенное на рис. 1 поле линий скольжения при несвободном резании качественно соответствует форме зоны пластичности, установленной экспериментально по микрофотографиям корней сливной стружки [2], и одновременно описывается аналитически путем задания координат узловых точек и уравнений граничных линий скольжения. По этим данным можно рассчитать в любой точке зоны пластичности величины внутренних напряжений, а по ним выйти на значения контактных напряжений на рабочих поверхностях лезвия инструмента.

На рис. 3 в качестве примера построены границы зоны пластичности для положительного значения динамического переднего угла. Исходные данные для расчета взяты по результатам экспериментов Н.Н. Зорева [2]. Эти результаты свидетельствуют о качественном соответствии построенной формы зоны пластичности с экспериментальными ре-

зультатами, полученными на основе изучения микрошлифов корней стружки.

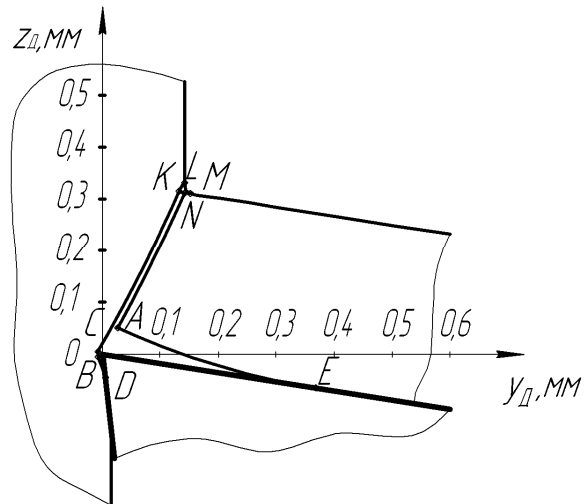


Рис. 3. Границы зон пластичности для $\gamma_d=10^\circ$: Сталь 30X ($\sigma_T=685$ МПа); $V=100$ м/мин; $a=0,149$ мм

Используем схему на рис. 1 для расчета НДС в зоне резания. Точное теоретическое решение задачи определения напряженно-деформированного состояния можно получить для жестко-пластической модели обрабатываемого материала без упрочнения. В этом случае построенное поле линий скольжения в пластической области однозначно связано с напряженным состоянием в ней. Так, изменение среднего напряжения вдоль линий скольжения пропорционально углу ее поворота [1]:

$$\sigma_{cp,k} = \sigma_{cp,L} \pm 2k \cdot w_{LK}, \quad (18)$$

где L и K – две точки линии скольжения; w_{LK} – угол поворота линии скольжения при переходе от точки L к K ; $k=0,5 \cdot \sigma_T$ – максимальная величина касательных напряжений при пластической деформации (σ_T – предел текучести обрабатываемого материала).

По известному среднему напряжению в рассматриваемой точке линии скольжения можно рассчитать компоненты напряжений для плоской задачи теории пластичности [1]:

$$\begin{aligned} \sigma_y &= \sigma_{cp} + k \sin 2w; \\ \sigma_z &= \sigma_{cp} - k \sin 2w; \\ \tau_{yz} &= -k \cos 2w. \end{aligned} \quad (19)$$

где w – угол между касательной к линии скольжения и осью y_D в данной точке.

Определим напряжения на левой границе $LK CBD$ (см. рис. 1). В точке L , лежащей на обрабатываемой поверхности, $\sigma_{yD}=0$, а σ_{yD} – сжимающее и при этом является главным напряжением. Условие пластичности для этой точки $\sigma_1 - \sigma_2 = 2k$ дает $\sigma_y = 2k$. В этой точке среднее напряжение $\sigma_{cp,L} = (\sigma_1 + \sigma_2)/2 = -k$. Угол наклона касательной к α -линии скольжения равен $\omega_L = \pi/4$. При переходе вдоль линии скольжения от L к K согласно (18) имеем:

$$\sigma_{cp,K} = -k(1 + (\pi/2 + 2\phi_k)).$$

Аналогичные рассуждения для точек *C*, *B* и *D* граничной α -линии скольжения приводят к следующим формулам для расчета σ_{cp} :

$$\begin{aligned} \sigma_{cp,C} &= \sigma_{cp,K} + 2k \cdot w_{kc} = -k(1 + \pi/2 - 2\phi_k + 2\phi_c); \\ \sigma_{cp,B} &= \sigma_{cp,C} - k \cdot 2 \cdot w_{CB} = \sigma_{cp,C} - k \cdot 2 \cdot \arcsin(y_{Dj}^B / s); \\ \sigma_{cp,D} &= \sigma_{cp,B} + k \cdot 2 \cdot \chi_D, \end{aligned}$$

где χ_D – угол наклона α -линии скольжения в точке *D*; *s* – толщина сдвиговой полосы.

Последовательно переходя по β -линии скольжения от точки *K* к точкам *N* и *M* (см. рис. 1), от точки *N* по α -линии к точке *A*, а затем по β -линии от точки *A* к точке *E*, можно рассчитать среднее напряжение в этих узловых точках правой границы зоны пластичности. Затем по формулам (19) в них рассчитываются компоненты напряжений. На рис. 4 и 5 показаны кривые изменения компонент напряжений на левой и правой границах пластической зоны для условий, приведенных на рис. 3. Обращает на себя внимание резкое изменение НДС обрабатываемого материала в области пластического треугольника *KLM* и на вершине лезвия.

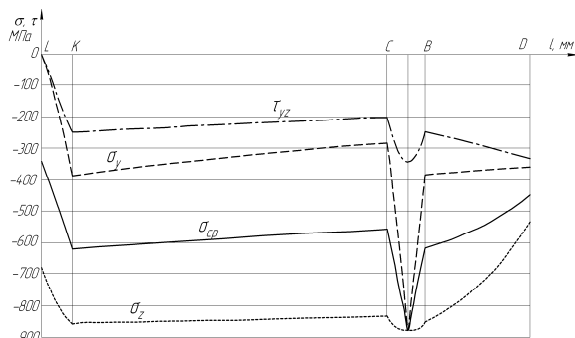


Рис. 4. Компоненты напряжений вдоль левой границы зоны пластичности

Перейдем далее к расчету величин контактных напряжений на передней и задней поверхностях лезвия, которые имеют важное практическое значение для определения силы резания и количества теплоты, выделяемого в результате трения. Для этого разобьем участок пластического контакта *OE* (рис. 2) на *n* равных частей длиной $y_{Dj} = l_n \cdot j/n$, $j=(1,2,...n)$. Координаты полученных точек подставим в уравнение α -линии скольжения (11) и определим постоянные интегрирования C_{ij} :

$$\begin{aligned} C_{ij} &= y_{Dj} - [-2 \cdot l_n \cdot \mu_{no} \cdot \ln(l_n - y_{Dj} - \mu_{no} \cdot \text{tg} \gamma_D \cdot l_n - \\ &\quad - \text{tg} \gamma_D \cdot l_n + y_{Dj} \cdot \text{tg} \gamma_D - \mu_{no} \cdot l_n) \cdot (\text{tg} \gamma_D^2 + 1) - \\ &\quad - y_{Dj} \cdot \text{tg} \gamma_D^2 + y_{Dj}] / (-1 + \text{tg} \gamma_D)^2. \end{aligned}$$

Подставив в (11) эти значения, получим *n* уравнений α -линии скольжения, выходящих на участок передней поверхности лезвия инструмента, прилегающий к пластическому контакту вторичной зоны пластических деформаций.

Дифференцируя *j*-е уравнение α -линии и подставляя каждый раз координаты передней поверх-

ности, получаем формулы для расчета углов выхода линий скольжения на переднюю поверхность:

$$\begin{aligned} \phi_j &= \arctg([\mu_{no} \cdot \text{tg} \gamma_D \cdot l_n - \text{tg} \gamma_D \cdot l_n + \text{tg} \gamma_D \cdot y_{Dj} - \\ &\quad - \mu_{no} \cdot l_n - l_n + y_{Dj}] / [-l_n + y_{Dj} + \mu_{no} \cdot \text{tg} \gamma_D \cdot l_n + \\ &\quad + \text{tg} \gamma_D \cdot l_n - \text{tg} \gamma_D \cdot y_{Dj} + \mu_{no} \cdot l_n]). \end{aligned}$$

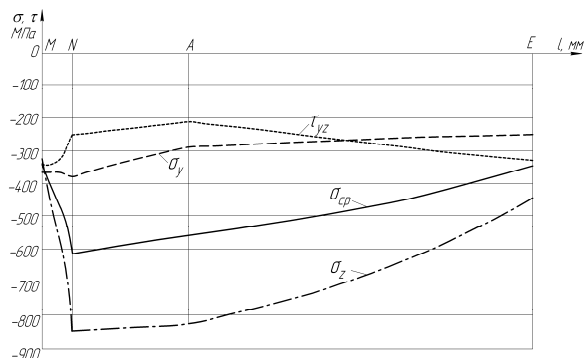


Рис. 5. Компоненты напряжений вдоль правой границы зоны пластичности

Компоненты касательного напряжения определяются по формуле $\tau_{yij} = -k \cos 2\phi_j$, а нормальные напряжения равны $\sigma_j = \tau_{yij} / \mu_j$, где $\mu_j = -\text{ctg}(\phi_j + \pi/4 + \gamma_D)$.

На рис. 6 приведены результаты расчета НДС на передней поверхности лезвия по исходным данным рис. 3. Здесь распределение σ_z соответствует нормальным, а τ_{yz} – касательным контактным напряжениям.

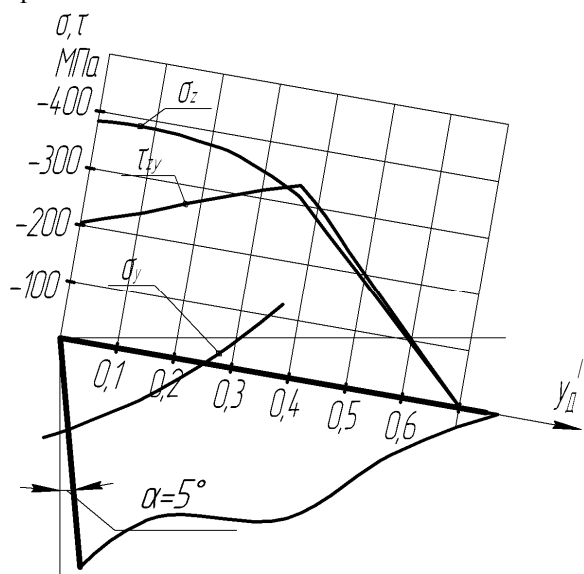


Рис. 6. Распределение контактных напряжений на передней поверхности

Для расчета НДС согласно изложенной выше методики в среде математического пакета Mathcad была разработана программа [5], позволяющая получать как численные значения компонент напряжений, так и графическое построение исследуемых зон.

Резюмируя вышеизложенные сведения, можно предложить следующую структуру решения задач механики процесса резания материалов:

1. Последовательно рассматривая сечения зоны стружкообразования под углом схода стружки, решить в каждом из них плоскую задачу теории пластичности по задаваемому типу НДС, законам распределения контактных напряжений и длинам силового контакта. Итогом этого решения должны являться величины контактных напряжений на передней и задней поверхностях лезвия.
2. Рассчитать физические составляющие силы резания путем интегрирования величин контактных напряжений по площадям контакта.
3. В зависимости от цели дальнейшего расчета можно перейти к решению других инженерных задач: определять технологические составляющие силы резания, решать задачи теплофизики [5], прочности и износа лезвия.
4. Дальнейшее развитие изложенной теории заключается в том, что в связи со сложностью процесса резания все решения должны быть заформализованы в соответствующих алгоритмах, и разработана специализированная система автоматизации научных расчетов параметров механики резания материалов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. – М., Машиностроение, 1977. – 423 с.
2. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 368 с.
3. Петрушин С.И. Основы формообразования резанием лезвийными инструментами. – Томск: Изд-во ТПУ, 2004. – 204 с.
4. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. – М.: Машиностроение, 1969. – 150 с.
5. Проскоков А.В. Повышение режущих свойств резцов с СМП за счет управления теплообменом в зоне резания: Дис. ... к.т.н.: спец. 05.03.01 / Томский политехнический университет; Юргинский технологический институт (филиал); Научн. рук. С.И. Петрушин. – Защищена 18.04.2007 г. – Юрга: 2007. – 179 с.

Поступила 29.01.2009 г.

УДК 621.787

ВЛИЯНИЕ СТЕПЕНИ ТОЛСТОСТЕННОСТИ ЗАГОТОВОК НА ПРОЦЕСС ДОРНОВАНИЯ ОТВЕРСТИЙ, ВЫПОЛНЯЕМЫЙ С БОЛЬШИМИ НАТЯГАМИ

В.Ф. Скворцов, И.С. Охотин, А.Ю. Арляпов

Томский политехнический университет
E-mail: TMRI@tpu.ru

Приведены результаты экспериментальных исследований влияния степени толстостенности заготовок в диапазоне ее изменения 2,3...6,5 на процесс дорнования отверстий, выполняемый с большими натягами. Установлено, что при натягах дорнования, превышающих определенное значение с повышением степени толстостенности в указанном диапазоне происходит монотонный рост деформирующих усилий, а пластические деформации охватывают все поперечное сечение заготовок. При этом объем вытесненного из отверстия металла на торцы заготовок возрастает с увеличением степени их толстостенности, натяга дорнования и числа его циклов и почти не зависит от глубины отверстий.

Ключевые слова:

Дорнование отверстий, деформирующие усилия, деформации заготовок, точность отверстий.

Степень толстостенности обрабатываемых дорнованием заготовок принято характеризовать отношением диаметра их наружной поверхности к диаметру отверстия D/d [1–4]. С увеличением D/d возрастают контактные давления и деформирующие усилия, происходит более интенсивное сглаживание исходных микронеровностей и упрочнение поверхностного слоя отверстий.

Экспериментально установлено [3, 4], что увеличение деформирующих усилий (и контактных давлений) происходит при $D/d < 3$, при $D/d \geq 3$ они сохраняются неизменными. По мнению авторов [3, 4], при дорновании отверстий в заготовках с $D/d \geq 3$ их наружная область всегда (вне зависимо-

сти от применяемого натяга) находится в упругом состоянии, а вытесняемый из отверстия металл в основном смещается в виде наплывов на торцы заготовок. Поэтому дорнование отверстий в заготовках с $D/d \geq 3$ рекомендуется выполнять только с малыми натягами (около $0,01d$), а все обрабатываемые дорнованием заготовки предложено разделять на два типа: с «конечной» ($D/d < 3$) и «бесконечной» ($D/d \geq 3$) толщиной стенок [3, 4].

Следует учитывать, что изложенные представления о влиянии степени толстостенности заготовок на процесс дорнования [3, 4] основаны на экспериментах, выполненных при малых натягах [$a = (0,01...0,03)d$] на заготовках небольшой высоты