

В. В. МАЛЫХИН, Ф. В. НОВИКОВ, канд. техн. наук,
М. Д. УЗУНЯН, канд. техн. наук

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ МИКРОРЕЗАНИИ

При изучении процессов резания материалов значительное внимание уделяется вопросам механики стружкообразования, разработке методов расчета параметров напряженно-деформированного состояния зоны резания и технологических показателей обработки. Более полно эти вопросы решены применительно к лезвийному инструменту. Установлены аналитические зависимости, позволяющие произвести приближенный расчет ряда параметров процесса резания.

Распространить полученные решения на процесс шлифования довольно сложно, что связано с особенностями отделения микростружек режущими зернами, имеющими отрицательный переменный по толщине передний угол. В расчетах влияние переменности такого угла на процесс стружкообразования не учитывается. Передний угол лезвийного инструмента принимается прямолинейным и неизменным, что значительно упрощает расчеты. В условиях шлифования, когда толщины срезов соизмеримы с радиусами округления режущих кромок, такое упрощение не всегда обосновано. Поэтому представляет интерес аналитически установить влияние радиуса округления режущей кромки зерна на процесс стружкообразования и получить расчетные зависимости угла сдвига, силы резания–царапания единичным зерном P_z и P_y их отношения P_z/P_y , условного напряжения резания.

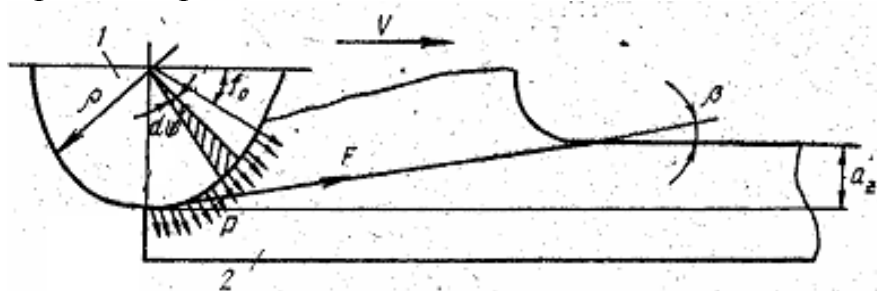


Рис. 1. Расчетная схема параметров стружкообразования: 1 – режущее зерно; 2 – обрабатываемый материал

Аналогично точению предположим, что при вращении снимаемого слоя металла в стружку происходит путем периодического отделения элементарных объемов металла по условной плоскости сдвига. Моменту отделения предшествует деформация элементарного объема, увеличивающаяся до тех пор, пока касательные напряжения, возникающие в плоскости сдвига, не достигнут предельного значения. В момент отделения элементарного объема сила P_z равна горизонтальной проекции предельной (разрушающей) силы, действующей в плоскости сдвига. Исходя из такого представления процесса стружкообразова-

ния, определим угол сдвига β , считая, что радиальная нагрузка, которую испытывает зерно, равномерно распределена вдоль дуги контакта зерна с металлом и равна P (рис. 1).

Спроектируем нагрузку P на плоскость сдвига и получим выражение для силы, вызывающей разрушение металла:

$$F = \int_{\varphi_0}^{90^0} P \cdot \rho \cdot \cos(\varphi + \beta) \cdot d\varphi = P \cdot \rho \cdot [\sin(90^0 + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)], \quad (1)$$

где ρ – радиус округления режущей кромки при вершине зерна, мм.

Касательное напряжение плоскости сдвига от микрорезания зерном единичной ширины определится:

$$\tau = \frac{F}{a_z} \cdot \sin \beta = \frac{P \cdot \rho}{a_z} \cdot \sin \beta [\sin(90^0 + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)], \quad (2)$$

где a_z - толщина среза, мм.

Положение плоскости сдвига определит такой угол β , при котором касательное напряжение τ станет максимальным. Дифференцируя τ по β , составим уравнение для нахождения угла сдвига, $d\tau_\beta = 0$;

$$\cos \beta [\sin(90^0 + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)] + \sin \beta [\cos(90^0 + \beta) - \cos(\varphi_0 + \beta)] = 0. \quad (3)$$

После тригонометрических преобразований (3) выражение для β принимает вид

$$\beta = 22,5^0 - \frac{\varphi_0}{4}. \quad (4)$$

Анализ полученной формулы (4) показывает, что угол β в зависимости от угла φ_0 может изменяться в пределах $0 - 22,5^0$. Такие значения угла сдвига соответствуют данным экспериментов, приведенным в работах [1, 2]. Угол φ_0 , в свою очередь, зависит от параметров процесса микрорезания и определяется из условия равновесия силы P_z и горизонтальной проекции разрушающей силы F . Сила P_z , исходя из рис. 1, аналитически описывается выражением

$$P_z = \int_{\varphi_0}^{90^0} P \cdot \rho \cdot \cos \varphi \cdot d\varphi = P \cdot \rho \cdot (1 - \sin \varphi_0). \quad (5)$$

Аналогично описывается сила P_y :

$$P_y = \int_{\varphi_0}^{90^0} P \cdot \rho \cdot \sin \varphi \cdot d\varphi = P \cdot \rho \cdot \cos \varphi_0. \quad (6)$$

Горизонтальная проекция силы F

$$F_{гор} = [\tau] \cdot a_z \cdot ctg \beta, \quad (7)$$

где $[\tau]$ - предельное значение касательного напряжения в плоскости сдвига, определяющего предел динамической прочности, Н/мм².

Сравнивая P_z и F_{zop} , с учетом (4) получим уравнение для определения угла φ_0 :

$$(1 - \sin \varphi_0) \cdot \operatorname{tg} \left(22,5^\circ - \frac{\varphi_0}{4} \right) = \frac{[\tau] \cdot a_z}{P \cdot \rho}. \quad (8)$$

После преобразований уравнение (8) с учетом (4) примет вид

$$8 \cdot \sin^3 \beta \cdot \cos \beta = \frac{[\tau] \cdot a_z}{P \cdot \rho}. \quad (9)$$

Учитывая малый размер угла β в процессе микрорезания и принимая $\sin \beta \approx \beta$, $\cos \beta \approx 1$ имеем

$$\beta \approx \sin \beta = \sqrt[3]{\frac{[\tau] \cdot a_z}{P \cdot \rho}}. \quad (10)$$

Угол φ_0 определим так:

$$\varphi_0 = 90^\circ - 4\beta. \quad (11)$$

Используя формулы (5), (6), (10), а также полагая угол сдвига равным правой части выражения (10), получаем аналитические зависимости для составляющих силы резания P_z и P_y (Н), коэффициента резания-царапания K и условного напряжения резания σ :

$$P_z = 2 \cdot \sqrt[3]{[\tau]^2 \cdot a_z^2 \cdot P \cdot \rho}; \quad (12)$$

$$P_y = 2 \cdot \sqrt[3]{[\tau] \cdot a_z \cdot P^2 \cdot \rho^2}; \quad (13)$$

$$K = \frac{P_z}{P_y} = 2\beta = \sqrt[3]{\frac{[\tau] \cdot a_z}{P \cdot \rho}}; \quad (14)$$

$$\sigma = \frac{8 \cdot P \cdot \rho \cdot \beta^2}{a_z^2}. \quad (15)$$

Анализ выражений (10) – (15) показывает, что с увеличением толщины среза a_z и отношения a_z / ρ эффективность использования режущих свойств алмазного зерна и процесса резания-царапания повышается, так как увеличивается угол сдвига β , коэффициент K , а условное напряжение резания уменьшается. Увеличению угла сдвига β соответствует рост составляющих силы резания P_z и P_y , которые зависят от толщины среза и радиуса округления режущей кромки алмазного зерна. При этом на силу P_z в большей степени влияет толщина среза a_z , а на силу P_y - радиус округления вершины зерна ρ . Если он возрастает, что может иметь место при износе зерна, процесс резания единственным зерном проходит более напряженно и менее эффективно, так как увеличатся силы резания и условное напряжение σ , уменьшится коэффициент резания-царапания K .

Как видно из полученных формул, процесс микрорезания проходит тем эффективнее, чем меньше значение ρ , которое взаимосвязано с размерами алмазного зерна. Известно, что с уменьшением номера зернистости синтетиче-

ских алмазных зерен уменьшается значение ρ . Следовательно, можно ожидать, что эффективность использования режущих свойств алмазных кругов и эффективность процесса шлифования мелкозернистыми кругами будут выше, чем крупнозернистыми. Данное положение подтверждается экспериментальными результатами, полученными при исследовании алмазного шлифования безвольфрамовых твердых сплавов.

На основании выведенных формул (10), (14), (15) построены зависимости $\beta = f(a_z)$, $K = f(a_z)$, $\sigma = f(a_z)$ для твердых сплавов Т15К6 и ТН20, что позволило теоретически оценить их обрабатываемость шлифованием. Расчет проводился для алмазного зерна с радиусом округления режущей кромки $\rho = 5 \cdot 10^{-3}$ мм, так как близкое значение ρ имели алмазные зерна, которые использовались в экспериментальных исследованиях процесса микрорезания. Для расчета по формулам (10), (14), (15) необходимо знать значения P и $[\tau]$, которые не приводятся в литературных источниках. Они были определены экспериментально-теоретическим путем. Используя формулы (12) и (13), получены следующие выражения:

$$P = \frac{P_y^2}{2 \cdot P_z \cdot \rho}, \quad (16)$$

$$[\tau] = \frac{P_z}{2 \cdot a_z} \cdot \sqrt{\frac{P_z}{2 \cdot P \cdot \rho}}. \quad (17)$$

Значения составляющих силы резания P_z и P_y определены экспериментально по методике, изложенной в работе [3], для толщины среза $a_z = 6$ мкм. Они составили для сплава Т15К6: $P_z = 7$ Н, $P_y = 14,7$ Н, а для сплава ТН-20: $P_z = 7,42$ Н, $P_y = 18,1$ Н. В результате расчета получены следующие значения P и $[\tau]$: сплав Т15К6 - $P = 3090$ Н/мм², $[\tau] = 278$ Н/мм², ТН-20 - $P = 4415$ Н/мм², $[\tau] = 253$ Н/мм².

Эти значения P и $[\tau]$ в дальнейших расчетах приняты постоянными для данных материалов. Полученные P и $[\tau]$ хорошо согласуются с физико-механическими свойствами твердых сплавов. Безвольфрамовый твердый сплав ТН-20, по данным работы [4], имеет большую микротвердость и хрупкость, чем сплав Т15К6, и ему соответствует большее значение параметра P , который играет роль микротвердости, и меньшее значение параметра $[\tau]$, который определяет предел динамической прочности. Следовательно, по значениям P и $[\tau]$, полученным экспериментально и теоретически, можно оценить и физико-механические свойства материала.

На рис. 2 представлены полученные теоретические зависимости β , K , $\sigma = f(a_z)$. Как видно, для твердого сплава ТН-20 значения угла сдвига β , коэффициента резания-царапания K меньше, а условное напряжение резания больше, чем для Т15К6. На основании этих данных можно полагать, что микрорезание безвольфрамового твердого сплава будет проходить в более тяжелых условиях, которые могут способствовать повышенному износу алмазного кру-

га, в результате чего его режущие свойства будут использоваться менее эффективно.

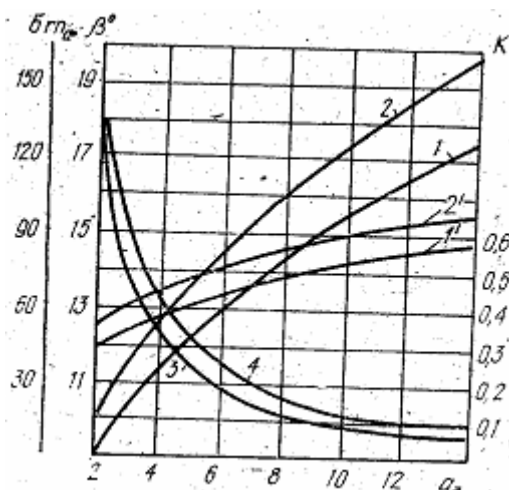


Рис. 2. Влияние толщины среза a_z на угол сдвига β , условное напряжение резания σ , коэффициент резания-царапания. Обрабатываемый материал: 1, 3 – Т15К6; 2, 4 – ТН-20; 1, 2 - $\beta = f(a_z)$; 3, 4 - $\sigma = f(a_z)$; 1' - режущее зерно; 2' - обрабатываемый материал

Таким образом, можно заключить, что безвольфрамовый твердый сплав по сравнению с вольфрамосодержащим будет обладать худшей обрабатываемостью в процессе микрорезания и шлифования.

Представляет интерес сравнить полученные по предлагаемой математической модели аналитические значения угла сдвига с величинами, определенными экспериментально и по известным в теории резания материалов формулам. В литературе предлагаются следующие зависимости для определения условного угла сдвига:

$$\beta = 45^{\circ} + \frac{\gamma}{2} - \frac{\eta}{2} \text{ - Брикс, Мерчен;} \quad (18)$$

$$\beta = 45^{\circ} + \frac{\gamma}{2} - \frac{\eta}{2} - \frac{\eta_1}{2} \text{ - Зворыкин, Брикс, Айзеншток;} \quad (19)$$

$$\beta = 45^{\circ} + \gamma - \eta \text{ - Ли, Шафер;} \quad (20)$$

$$\beta = 50^{\circ} - 0,8 \cdot (\gamma - \eta) \text{ - Таллер, Оксли,} \quad (21)$$

где η - угол трения инструмента об обрабатываемый материал; η_1 - угол внутреннего трения обрабатываемого материала; γ - передний угол инструмента.

Для алмазного зерна в приведенных формулах значения γ нужно брать отрицательными. Например, приняв $\eta = 18 \dots 25^{\circ}$, $\eta_1 = 36 \dots 44^{\circ}$ [2], получим представленные в таблице данные об угле β при различных γ .

Как видно из таблицы и графика (рис. 2), значения угла β по абсолютной величине находятся в пределах $0 \dots 22,5^{\circ}$. В работе [1] приводятся экспериментальные значения угла сдвига $11 \dots 19^{\circ}$, полученные при резании-царапании стали абразивными зёрнами.

Угол резания δ^0	Значения β по формулам			
	(18)	(19)	(20)	(21)
120	19	-1	-6	8,4
130	14	-6	-11	0,4
140	9	-11	-16	-7,6
150	4	-16	-21	-15

Следовательно, предлагаемая математическая модель процесса стружкообразования позволяет получить углы β , близкие к реальным в процессе резания-царапания. Вместе с тем, она позволяет не только определить угол сдвига β , но и показать его взаимосвязь с такими важными характеристиками процесса микрорезания, как силы резания, коэффициент резания-царапания, условное напряжение резания, по которым можно оценить обрабатываемость исследуемых материалов, а также определить условия наиболее эффективной реализации режущих свойств алмазных зерен в процессе шлифования.

Список литературы: 1. *Филимонов Л.Н.* Высокоскоростное шлифование. – Л.: Машиностроение, 1979. – 249 с. 2. *Тер-Азарян Г.И.* Исследование эффективности ультразвуковых колебаний при алмазном шлифовании торцом круга: Дис. ... канд. техн. наук. – Ереван, 1980. – 184 с. 3. Методика измерения динамических усилий при резании единичным алмазным зерном / *Ю.С. Воробьев, В.В. Воронин, А.В. Колодяжный* и др. – Резание и инструмент, 1984, вып. 32, с. 18-21. 4. *Самсонов Г.В., Воронкин М.А.* Прочность безвольфрамовых твердых сплавов. – Порошковая металлургия, 1975, №2, с. 79-81.

Поступила в редколлегию 22.01.85.