

Исследование процессов обработки

УДК 621.9

С. А. Клименко, А. С. Манохин (г. Киев)

Твердое “бреющее” точение

Представлены результаты комплексного исследования высокоэффективного метода чистовой обработки — твердого “бреющего” точения. Показаны особенности процесса косоугольного резания инструментом, оснащенным ПСТМ на основе КНБ, рассмотрены закономерности формирования шероховатости поверхности и упрочнения поверхностного слоя при обработке.

Ключевые слова: твердое “бреющее” точение, косоугольное резание, ПСТМ на основе КНБ.

Одним из наиболее простых и эффективных методов механической обработки является точение, позволяющее достигать высокого качества поверхности деталей типа тел вращения, изготовленных из различных материалов. Эффективность механической обработки в каждом конкретном случае определяется оптимальным сочетанием обрабатываемого и инструментального материалов, применяемыми режимами резания, геометрическими параметрами режущих инструментов, состоянием оборудования и другими технологическими факторами. Инструмент, оснащенный поликристаллическими сверхтвердыми материалами (ПСТМ) на основе кубического нитрида бора (КНБ), успешно применяют для обработки деталей из закаленных сталей, отбеленных и специальных чугунов, других труднообрабатываемых материалов. Чистовая токарная обработка деталей из таких материалов инструментом, оснащенным ПСТМ на основе КНБ, позволяет в некоторых случаях отказаться от шлифования — традиционного способа получения поверхностей с шероховатостью менее $Ra = 1,25$ мкм. В настоящее время такая обработка получила название “твердого точения”, под которым понимают процесс точения материалов твердостью больше $47 HRC$ с обеспечением качества поверхности такого же уровня, как и обработанной шлифованием [1, 2].

Традиционно для инструментов, оснащенных ПСТМ на основе КНБ, при обработке материалов высокой твердости величина подачи не превышает 0,2 мм/об, что связано с необходимостью получения поверхностей с шероховатостью Ra и Rz менее 1,25 и 5,0 мкм соответственно (рис. 1).

Увеличить производительность при финишном точении можно за счет применения резцов с зачистной кромкой [3], *wiper*-геометрией [4], инструментов с неплоской передней поверхностью [5], а также “бреющего” резания [6].

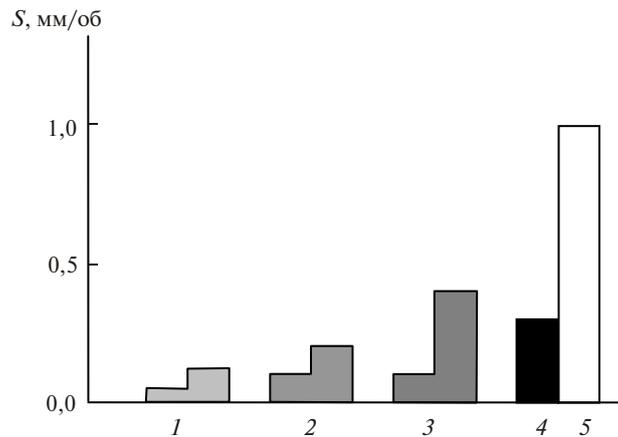


Рис. 1. Сравнение минимальной и максимальной величины подачи для различных способов точения: твердое точение (стандартный инструмент), $S = 0,05—0,12$ мм/об (1), точение инструментом с цилиндрической передней поверхностью, $S = 0,1—0,2$ мм/об (2), точение инструментом с *wire*-геометрией, $S = 0,1—0,4$ мм/об (3), “бреющее” точение (литературные данные), $S = 0,3$ мм/об (4), “бреющее” точение (прогноз), $S < 1,0$ мм/об (5).

Преимуществом использования *wire*-инструментов является возможность обработки с более высокими подачами, что обусловлено выполнением вершины режущей пластины в форме кривой, образованной при сопряжении главной и вспомогательной режущих кромок участками с малыми значениями углов в плане. При прочих равных условиях, применение инструмента с такими мультирадиусными кромками способствует повышению производительности обработки в 2—2,5 раза. Предельное значение подачи S для данного вида инструмента составляет 0,4 мм/об (см. рис. 1).

Известно, что из-за пластических явлений в зоне резания высота микронеровностей не соответствует рассчитанной, исходя из кинематико-геометрических представлений о процессе обработки. Снизить высоту микронеровностей можно за счет применения режущего инструмента с цилиндрической передней поверхностью. Шероховатость поверхности, обработанной резцами данного типа, до двух раз ниже, чем обработанной обычными резцами при условии равенства подач (см. рис. 1).

Максимальной производительностью по сравнению с другими рассматриваемыми методами токарной обработки характеризуется косоугольное безвершинное (“бреющее”) резание (см. рис. 1), при котором используют инструмент с одной прямолинейной режущей кромкой с большим ($\lambda = -10—(-60^\circ)$) отрицательным углом наклона, а величины подач могут в 10—20 раз превышать принятые при традиционной обработке. Низкая шероховатость обработанной поверхности обусловлена значительной длиной контакта между режущей кромкой и заготовкой, а также близкими к свободному резанию условиями деформации удаляемого материала.

Изучению процесса косоугольного точения различных материалов твердосплавным инструментом посвящены работы В. Ф. Боброва [7], Э. Е. Киппера [8], Р. В. Халфена [6], А. В. Остроухова с соавторами [9], Е. В. Скочко [10], И. В. С. Рамунаджачари [11] и ряда других исследователей. Как следует из анализа указанных работ, безвершинные инструменты, оснащенные твердыми сплавами, характеризуются высокой эффективностью при обработке не термообработанных конструкционных сталей, нержавеющей аустенитных сталей, специальных жаростойких и жаропрочных сплавов. С ростом твердости

обрабатываемого материала более 45 *HRC* эффективность твердосплавного инструмента резко снижается, что связано с его интенсивным изнашиванием при высоких скоростях резания. Указанное обуславливает необходимость применения в данных условиях более термо- и износостойких материалов для режущих инструментов, в частности, таких как ПСТМ на основе КНБ.

Сведения о “бреющей” обработке инструментом, оснащенным ПСТМ на основе КНБ, недостаточны. В [12] представлены результаты исследований по применению безвершинных резцов из гексанида-Р при точении стали ШХ-15 (60—62 *HRC*). Обработка обеспечивала шероховатость поверхности в диапазоне $Ra = 0,07—0,14$ мкм, однако максимальная подача ограничивалась значением 0,05 мм/об. При обработке стали SCM415 твердостью 61 *HRC* резцами из PCBN производства фирмы “Sumitomo” шероховатость Rz составляла 1,25 и 1,75 мкм при подаче 0,1 и 0,3 мм/об соответственно [13].

Целью настоящей работы было изучение закономерностей высокопроизводительного чистового процесса резания с применением косоугольного безвершинного инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ.

Термомеханические и стойкостные закономерности “бреющего” точения были изучены в ряде экспериментов, рассмотрены также особенности формирования поверхностного слоя обработанных изделий.

Обрабатывали образцы из легированных сталей ХВГ (48—50 *HRC*) и ШХ-15 (60—62 *HRC*).



Рис. 2. Инструмент для “бреющего” резания в работе.

Для “бреющего” точения использовали специальный резец (рис. 2), оснащенный многогранными неперетачиваемыми пластинами SNUN-120408T и SNUN-120408 из ПСТМ на основе КНБ марки “киборит” (ТУ 2-037-636—89). Конструкция инструмента предусматривала наличие на поверхности, на которую устанавливали режущую пластину, двух хромель-алюмелевых термопар.

Данные от термопар использовали для определения температуры резания путем решения обратной задачи теплопроводности с применением метода конечных элементов.

Составляющие силы резания измеряли универсальным динамометром УДМ-600 конструкции “ВНИИИнструмент”. Тарировку динамометра производили образцовым динамометром ДОСМ-200.

Данные измерений составляющих силы резания фиксировали с использованием специально разработанного и изготовленного аппаратно-программного комплекса с модулем измерения, оснащенным аналогово-цифровым преобразователем, и обрабатывали на персональном компьютере. Это позволило производить запись информации с помощью ЭВМ в режиме *in situ*.

Измерения параметров шероховатости поверхности Rz , Ra , S_m , t_p проводили профилографами-профилометрами мод. 170311 завода “Калибр” (Россия) и “Talysurf-5” фирмы “Rank Taylor-Hobson” (Великобритания).

В качестве показателя износа инструмента была принята ширина фаски износа инструмента по задней поверхности h_3 . При проведении исследований по определению стойкостных зависимостей, с учетом [14], было принято

следующее предположение: если для данного соотношения v , S , λ интенсивность изнашивания на участке начального износа будет минимальна, то и на других участках кривой износа эта закономерность будет выполняться. Это предположение позволило проводить опыты острозаточенными резцами без предварительной их приработки. В качестве критерия затупления принимали ширину фаски износа по задней поверхности $h_3 = 0,1$ мм, для которой проводили исследования и выбирали условия обработки v , S и λ .

Измерение ширины фаски износа инструмента по задней поверхности осуществляли непосредственно на станке с использованием специального микроскопа с ценой деления $0,025$ мм.

Для сокращения количества опытов, необходимых для проведения комплексного исследования процесса “бреющего” резания, а также для обработки полученных результатов использовали метод математического планирования эксперимента с построением центрального композиционного ротативного плана второго порядка.

Ввиду особенностей процесса, определение параметров сечения среза при “бреющем” точении представляет особый интерес. На наш взгляд, достоверную качественную и количественную оценку сечения среза дает анализ рис. 3, на котором показана характерная для “бреющего” точения схема внедрения режущей кромки инструмента в обрабатываемый материал. Заштрихованная область — проекция сечения среза на плоскость A , проходящую через режущую кромку и ось X , где участок 1—2 — линия пересечения плоскости A , совпадающей с передней поверхностью резца с углом $\gamma = 0^\circ$, и обработанной на предыдущем витке поверхности, представляющей собой однополостный гиперболоид вращения, а 2—3 — линия пересечения еще необработанной поверхности (цилиндра) детали с плоскостью A . Форма сечения среза ограничена режущей кромкой резца и кривой 1—2—3. При этом под толщиной среза в каждой точке лезвия подразумевали расстояние между режущей кромкой на поверхности резания и линией 1—2—3, измеренное по нормали к режущей кромке инструмента:

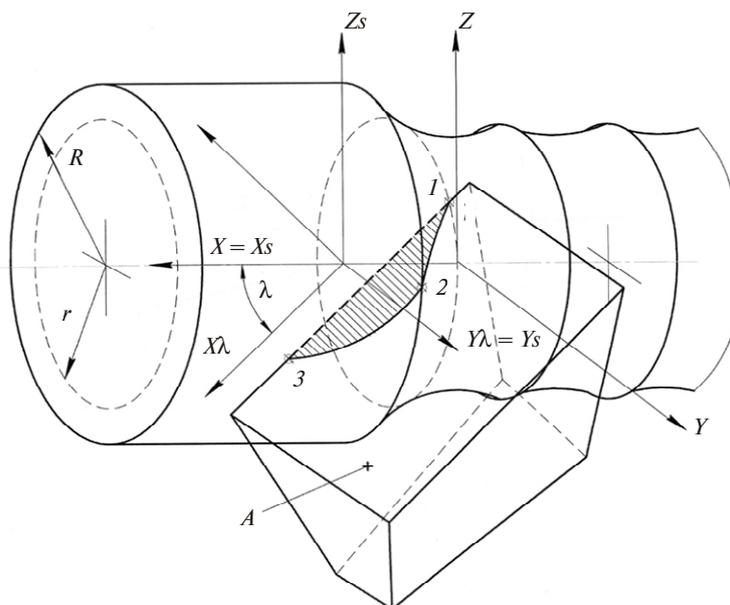


Рис. 3. Схема внедрения режущей кромки инструмента в обрабатываемый материал при “бреющем” точении.

$$Y(X_\lambda) = \begin{cases} \sqrt{r^2 - X_\lambda^2 \sin^2(\lambda) + (S + X_\lambda \cos(\lambda))^2 \cdot \operatorname{tg}^2(\lambda)}, & X_1 \leq X_\lambda < X_2 \\ \sqrt{R^2 - X_\lambda^2 \sin^2(\lambda)}, & X_2 \leq X_\lambda \leq X_3 \\ R - t, & X_\lambda \leq X_1 \cup X_\lambda \geq X_3 \end{cases}$$

где $X_1 = \frac{-S}{2\cos(\lambda)}$; $X_2 = \frac{\sqrt{R^2 - r^2}}{\sin(\lambda)} - \frac{S}{\cos(\lambda)}$; $X_3 = \sqrt{\frac{R^2 - (R-t)^2}{\sin^2 \lambda}}$.

Примеры расчетов представлены на рис. 4.

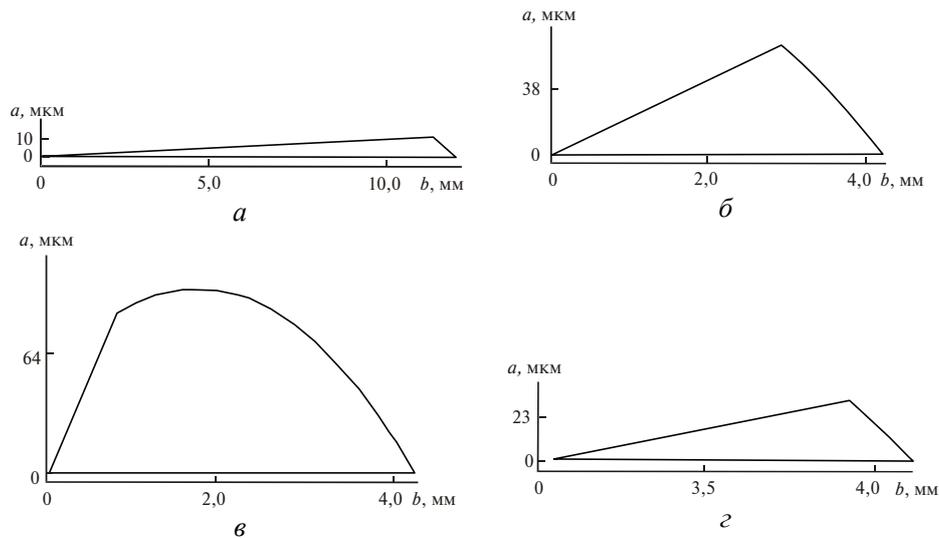


Рис. 4. Размер и форм сечения среза в проекции на плоскость A (см. рис. 3); режим обработки: $S = 0,67$ мм/об, $R = 50$ мм, $t = 0,1$ мм, $\lambda = 15^\circ$ (а); $S = 0,67$ мм/об; $R = 50$ мм, $t = 0,1$ мм, $\lambda = 60^\circ$ (б); $S = 2,5$ мм/об; $R = 50$ мм, $t = 0,1$ мм, $\lambda = 60^\circ$ (в); $S = 0,67$ мм/об, $R = 200$ мм, $t = 0,1$ мм, $\lambda = 60^\circ$ (г).

На рис. 5 показаны зависимости средней толщины среза от различных факторов обработки. Видно, что средняя толщина среза зависит от диаметра обрабатываемой поверхности, угла наклона кромки, глубины резания, подачи. В диапазоне условий обработки $S = 0,5\text{—}2,0$ мм/об, $t = 0,05\text{—}0,15$ мм, $\lambda = 15\text{—}60^\circ$ средняя толщина среза a находится в пределах 10—60 мкм.

Из анализа полученных результатов следует, что подача S и угол наклона режущей кромки λ оказывают наибольшее влияние на среднюю толщину среза. При этом с ростом одного из этих факторов степень влияния другого усиливается. В сравнении с указанными факторами, рост глубины резания в меньшей степени увеличивает среднюю толщину среза, а при увеличении диаметра обработанной детали толщина среза снижается.

В соответствии с разработанной методикой, основанной на использовании расчетно-экспериментального подхода, исследованы особенности температурных зависимостей процесса “бреющего” резания.

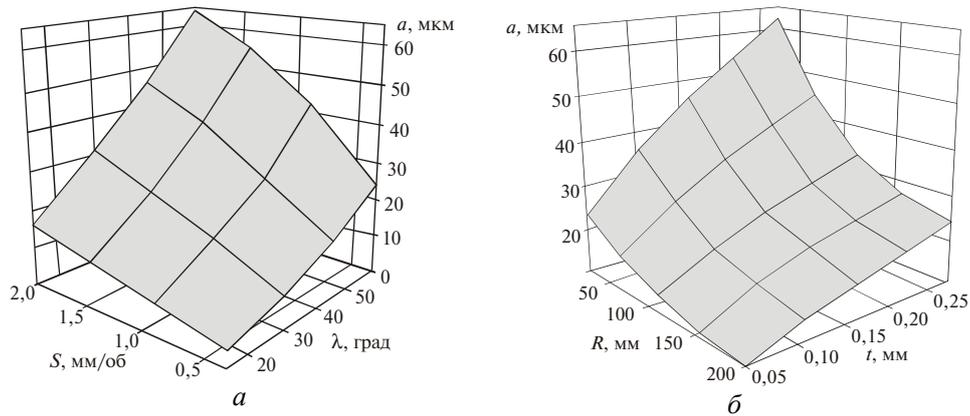


Рис. 5. Влияние условий обработки на среднюю толщину среза: $R = 50$ мм, $t = 0,1$ мм (а), $S = 1$ мм/об, $\lambda = 45^\circ$ (б).

Из диаграммы Парето (рис. 6, а) следует, что наибольшее влияние на температуру в зоне контакта оказывает скорость резания и угол наклона режущей кромки инструмента.

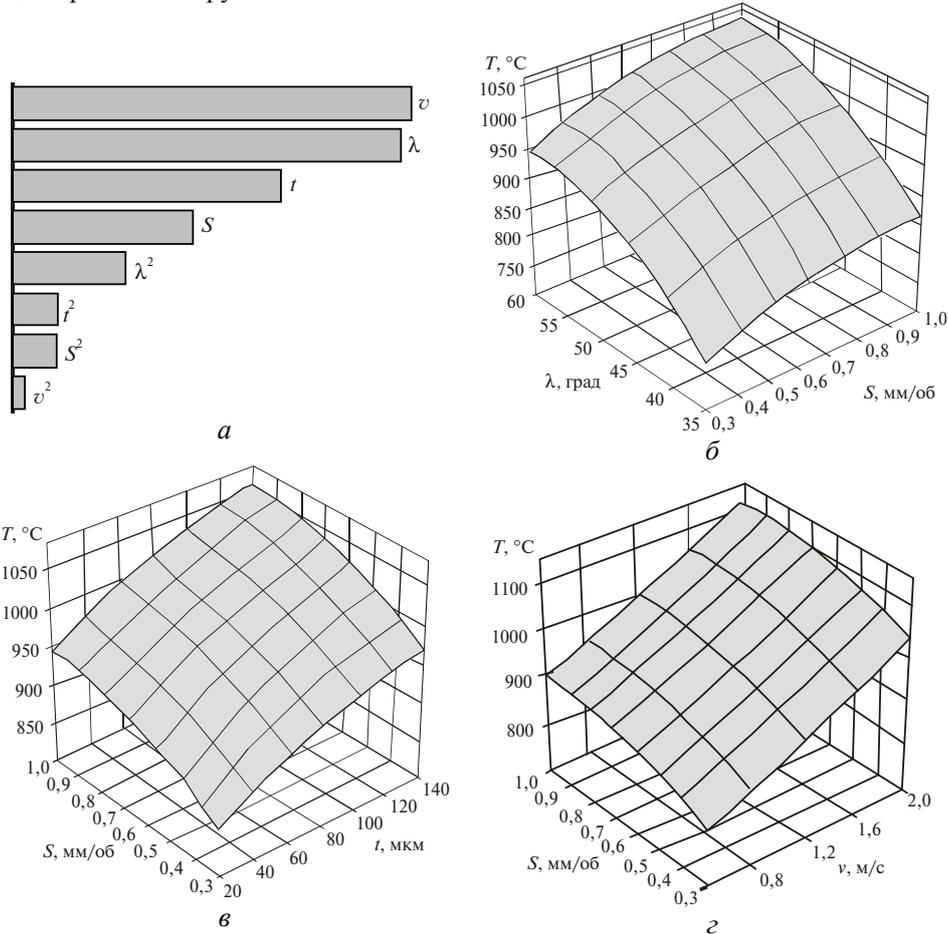


Рис. 6. Диаграмма Парето для температуры резания (а); зависимость температуры резания от условий обработки: угла наклона режущей кромки и подачи, $R = 40$ мм, $t = 0,075$ мм, $v = 1,31$ м/с (б); глубины резания и подачи, $R = 40$ мм, $v = 1,31$ м/с, $\lambda = 50^\circ$ (в); скорости резания и подачи, $R = 40$ мм, $t = 0,075$ мм, $\lambda = 50^\circ$ (з).

Глубина резания и подача оказывают менее значимое влияние, хотя с ростом последней температура возрастает менее интенсивно, чем с увеличением глубины резания. Анализ экспериментальных данных показывает, что с увеличением угла наклона режущей кромки λ температура резания возрастает (см. рис. 6, б). Так, согласно расчету, при увеличении угла наклона режущей кромки от 30 до 60° ($t = 0,1$ мм, $v = 1,4$ м/с, $h_3 = 0,1$ мм, $S = 0,67$ мм/об) средняя температура контакта возрастает от 800 до 1030 °С.

Причинами роста температуры в данном случае являются увеличение (от 0,013 до 0,034 мм) средней толщины среза, рост силы трения на передней поверхности, а также увеличение сил, действующих на задней поверхности резца, что связано с ростом радиуса округления режущей кромки r , определяемого в главной секущей плоскости, и одновременным снижением величины кинематического заднего угла. Совместное воздействие указанных факторов приводит к росту площади контакта обрабатываемого материала с задней поверхностью режущего инструмента и, соответственно, интенсификации процессов трения на площадке его износа.

Для процесса “бреющего” резания глубина резания оказывает существенно большее влияние на температуру, чем при обычном точении (см. рис. 6, в). С ее ростом увеличивается толщина срезаемого слоя и ширина среза. Как следствие, растет мощность теплового потока и, за счет увеличения длины активной части режущей кромки, общее количество теплоты, поступающей в инструмент при контактом взаимодействии резца со стружкой и обрабатываемой деталью. Суммарное воздействие указанных факторов вызывает интенсивный рост температуры в контрольных точках на подложке пластины и, как показывает расчет, средней температуры резания. С увеличением глубины резания от 0,05 до 0,1 мм температура на контактных поверхностях возрастает на 50 град ($t = 0,1$ мм, $v = 1,4$ м/с, $h_3 = 0,1$ мм, $\lambda = 60^\circ$, $S = 0,67$ мм/об). С дальнейшим увеличением глубины резания интенсивность роста температуры снижается.

Влияние подачи выражается, главным образом, в увеличении толщины срезаемого слоя. При $t = 0,1$ мм, $\lambda = 50^\circ$ и увеличении подачи в диапазоне 0,3—1 мм/об a возрастает от 8 до 34 мкм.

Скорость резания является фактором, в наибольшей степени влияющим на температуру в зоне резания (см. рис. 6, з). При изменении скорости резания в диапазоне от 0,5 до 1,5 м/с температура возрастает с 880 до 1060° ($t = 0,1$ мм, $h_3 = 0,1$ мм, $\lambda = 60^\circ$, $S = 0,67$ мм/об).

Необходимо отметить, что, при прочих равных условиях, обработка с углами наклона режущей кромки равными 30—40° дает возможность применять более высокие скорости резания без существенного снижения периода стойкости инструмента. В тоже время, исходя из условия обеспечения виброустойчивости инструмента, которому соответствует увеличение отношения толщины срезаемого слоя и длины активной части режущей кромки, угол наклона режущей кромки при “бреющем” точении следует назначать в диапазоне 40—50°. Как известно [15], диапазон температур при резании сталей инструментом, оснащенным ПСТМ на основе КНБ, при оптимальной скорости резания сравнительно узок и составляет 1000—1100 °С. Для обеспечения максимальной стойкости инструмента в соответствии с полученными данными можно рекомендовать следующие сочетания режимов обработки: $v = 1,2—1,5$ м/с, $S = 0,1—0,6$ мм/об, $t = 0,075—0,1$ мм, $\lambda = 40—50^\circ$.

Величина силы резания — один из важнейших технологических показателей, характеризующих процесс обработки резанием. Для оптимизации и эф-

фективного управления процессами обработки необходимо определить значения этого показателя в зависимости от условий обработки — режимов резания, вида обрабатываемого материала, геометрических параметров инструмента. Особенно важно знать величину сил резания для такого “чувствительного” к условиям обработки метода чистового точения как твердое “бреющее” резание, так как при обработке закаленных сталей с большими сечениями среза сила резания имеет большую величину, что может привести к снижению качества обработки при недостаточной жесткости системы СПИД.

Важными факторами, оказывающими влияние на величину сил резания, являются параметры сечения среза, определяющие нагрузку на режущий инструмент. В свою очередь, толщина и ширина среза обусловлены кинематической схемой, режимами обработки, геометрическими параметрами инструмента.

Теоретический расчет показывает, что составляющие силы резания на задней поверхности превосходят по величине силы, действующие на передней поверхности инструмента. Для экспериментальной проверки полученных результатов производили обработку с глубиной резания $t = 0,025$ мм. Варьируя подачу и угол наклона таким образом, чтобы средняя толщина среза составляла $a = 5—8$ мкм, можно создать условия, при которых нагрузка на режущий инструмент будет определяться, главным образом, напряжениями на площадке износа инструмента. При измерении сил, действующих на задней поверхности инструмента, опыты проводили при скорости $v = 0,96$ м/с и максимальной величине фаски износа 0,02 мм. При расчетах средних напряжений учитывали действительную форму поверхности износа со стороны задней поверхности инструмента — при косоугольном точении она близка к параболической. Площадь контакта на задней поверхности резца определяли как $F = 0,67Lh_3$, где L — длина активной части режущей кромки.

На рис. 7 представлены результаты динамометрических измерений составляющих силы резания, полученные при различных условиях обработки, а также, расчетные данные.

Большие значения угла λ , несмотря на увеличение толщины среза, обеспечивают меньшую величину радиальной P_y и тангенциальной P_z составляющих силы резания на передней поверхности. Снижение нормальных контактных напряжений, увеличение угла схода стружки по передней поверхности и, соответственно, уменьшение коэффициента трения в нормальном к режущей кромке сечении приводит к росту угла сдвига и снижению нормальной силы N_p и нормальной составляющей силы трения F_N на передней поверхности резца. При этом сила, действующая в направлении оси детали, возрастает. Уменьшение с ростом угла λ длины активной части режущей кромки является также причиной снижения сил, действующих на заднюю поверхность инструмента. Вследствие снижения нагрузки на передней и задней поверхностях инструмента с ростом λ величины P_x, P_y, P_z уменьшаются.

Увеличение подачи вызывает рост толщины среза, что приводит к возрастанию сил, действующих на передней поверхности инструмента (см. рис. 7, б). Силы, как на передней, так и на задней поверхностях, увеличиваются также из-за изменения длины кромки инструмента, контактирующей с обрабатываемым материалом. Аналогичным образом влияет на силы резания глубина резания (см. рис. 7, в). В сравнении с увеличением подачи рост глубины резания оказывает более существенное влияние на длину L . Толщина среза при этом увеличивается менее интенсивно. Соответственно, при малых ($10—20^\circ$) углах наклона кромки резца с увеличением глубины резания силы на

задней поверхности инструмента возрастают в большей степени, чем силы, действующие на его передней поверхности. При больших ($40\text{--}60^\circ$) величинах λ соотношение между приращениями сил на передней и задней поверхностях будет противоположным.

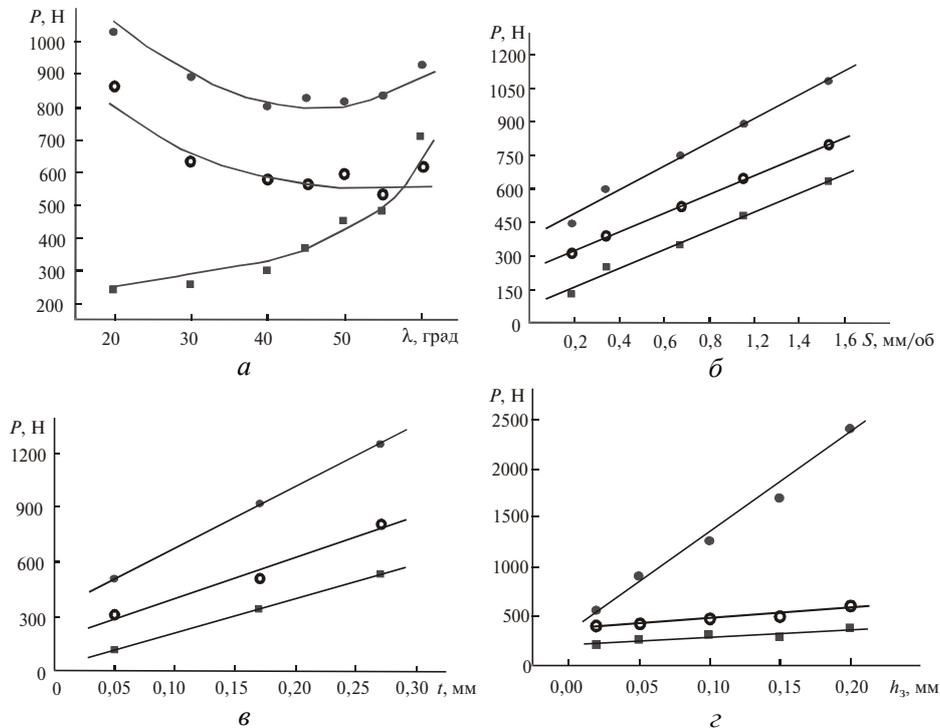


Рис. 7. Зависимость составляющих силы резания P_x (■), P_y (●), P_z (○) при точении стали ШХ-15 (60—62 HRC) от угла наклона режущей кромки, $S = 0,95$ мм/об, $t = 0,1$ мм, $v = 1,1$ м/с, $h_3 = 0,025$ мм (а); величины подачи, $\lambda = 50^\circ$, $t = 0,1$ мм, $v = 1,1$ м/с, $h_3 = 0,025$ мм (б); глубины резания, $\lambda = 50^\circ$, $S = 0,34$ мм/об, $v = 1,1$ м/с, $h_3 = 0,02$ мм (в); от износа инструмента, $\lambda = 50^\circ$, $S = 0,34$ мм/об, $t = 0,1$ мм, $d = 70$ мм (г); сплошные линии — расчетные данные, точки — экспериментальные результаты.

Увеличение (от 0,9 до 1,96 м/с) скорости резания приводит к снижению всех составляющих силы резания, при этом P_z уменьшается более интенсивно, чем P_y (19 % и 11 % соответственно). Менее интенсивное снижение расчетных значений сил резания по сравнению с экспериментальными данными (см. рис. 6) объясняется влиянием температуры на величину составляющих сил, действующих на заднюю поверхность резца. Расчетные и экспериментальные значения, полученные при постоянной скорости резания, как это видно из графиков, с достаточной точностью совпадают (разница не превышает 20 %), что позволяет использовать данную методику расчета сил резания при анализе условий “бреющего” точения и определении оптимальных режимов резания.

Рост угла λ вызывает уменьшение относительного сдвига в нормальном направлении ϵ_N , что связано с отклонением направления схода стружки от нормали к режущей кромке, уменьшением нормальной составляющей силы трения на передней поверхности, приводящего к увеличению угла действия ω и соответствующему росту угла сдвига в плоскости, нормальной к режущей

кромке. По мере увеличения угла λ происходит более интенсивная деформация материала при его перемещении вдоль режущей кромки и, соответственно, росту касательной составляющей относительного сдвига ϵ_T . Степень деформации материала, определяемая суммарным относительным сдвигом ϵ_Σ , также уменьшается, хотя и в меньшей степени, чем ϵ_N и усадка стружки в нормальном направлении ζ . Расчет показывает (рис. 8), что для указанных условий с увеличением λ от 20 до 60° величины ϵ_N , ϵ_Σ

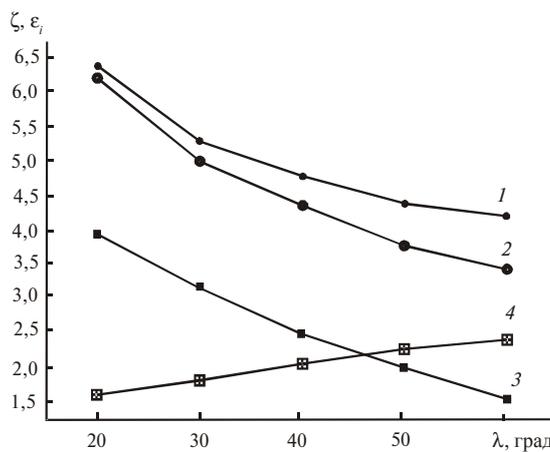


Рис. 8. Расчетная зависимость степени пластической деформации обрабатываемого материала от угла наклона режущей кромки λ ($S = 0,68$ мм/об; $t = 0,1$ мм; $\gamma = -10^\circ$): ϵ_Σ (1), ϵ_N (2), ζ (3), ϵ_T (4).

и ζ уменьшаются соответственно в 1,6, 1,4, 2,67, а ϵ_T возрастает в 1,63 раза.

Необходимо отметить, что в связи с малой толщиной среза, средние значения которой соизмеримы с радиусом округления режущей кромки резца, при расчете сил на передней поверхности важным является учет действительного значения переднего угла режущего инструмента.

Изменение толщины среза вдоль режущей кромки резца (рис. 9, а), обуславливает переменную величину переднего угла (см. рис. 9, в) и, согласно расчетам, оказывает влияние на величину нормальных контактных напряжений на передней поверхности инструмента (см. рис. 9, з). При этом на участках режущей кромки, примыкающих к входящей и выходящей точкам лезвия, наблюдается резкий рост напряжений, обусловленный большим отрицательным значением действительного переднего угла.

Усадка стружки (см. рис. 9, б), определенная в нормальном к режущей кромке сечении, также изменяется вдоль режущей кромки, что свидетельствует о неравномерности деформации вдоль кромки и приводит к относительному перемещению частиц материала, переходящего в стружку.

Большие величины сил резания, действующих на задней поверхности инструмента, являются причиной того, что соотношение сил P_y/P_z при “бреющей” обработке с применением инструмента, оснащенного ПСТМ, больше единицы, а в диапазоне исследованных режимов обработки составляет 2,1—3,2. В [16] показано, что характер и вероятность разрушения режущих инструментов, оснащенных ПСТМ на основе КНБ, зависит от соотношения максимальных напряжений на передней и задней поверхностях резца, определяемых, в свою очередь, отношением сил P_y/P_z . При $P_y > P_z$ наиболее вероятным является разрушение, сопровождающееся сколами вдоль передней поверхности инструмента вследствие формирования сжимающих напряжений, превосходящих предел прочности инструментального материала.

Изнашивание инструмента при “бреющем” точении часто сопровождается выкрашиванием частиц КНБ со стороны передней поверхности инструмента, приводящим к ухудшению качества обработанной поверхности, что также может быть вызвано большими сжимающими напряжениями в объеме материала, прилегающего к режущей кромке. Создать условия, при которых напряженное состояние в инструменте будет более благоприятным, можно из-

менив величину соотношения сил P_y/P_z . Указанное можно осуществить, увеличивая силы, действующие на передней поверхности, (повышением толщины среза) и уменьшая составляющие силы резания на задней поверхности за счет увеличения угла наклона режущей кромки.

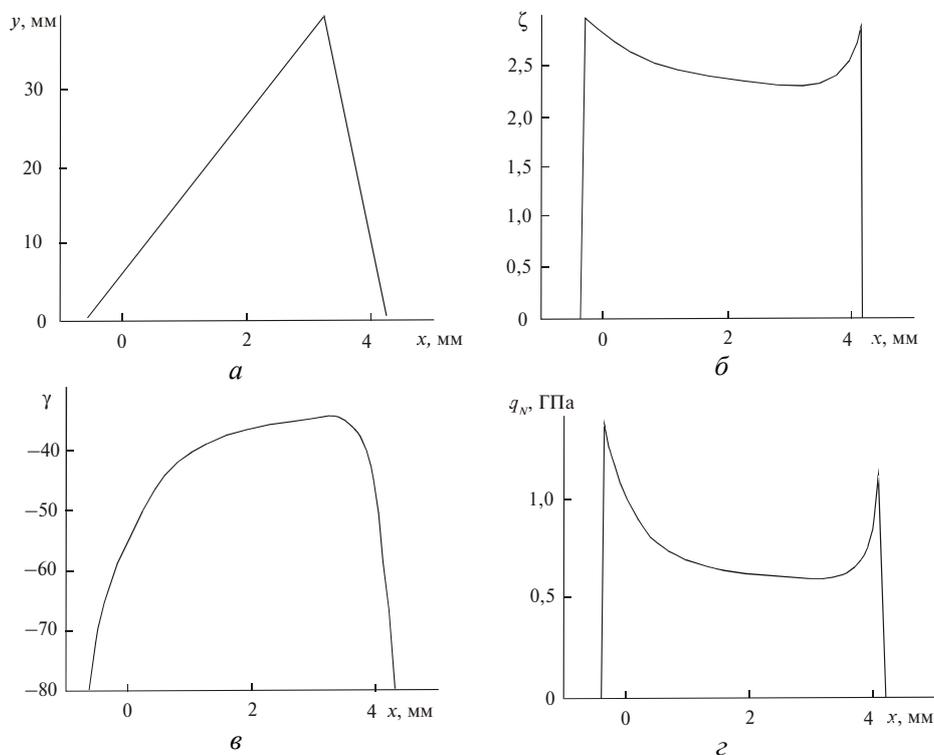


Рис. 9. Форма сечения среза (а) и изменение вдоль режущей кромки степени усадки стружки (б), величины действительного переднего угла (в), нормальных контактных напряжений на передней поверхности (г); $\lambda = 45^\circ$, $S = 0,68$ мм/об, $t = 0,1$ мм, $v = 0,96$ м/с.

В шероховатом слое, сформированном при “бреющем” точении, можно выделить два вида микронеровностей. Первый (I) обусловлен пластическими явлениями в зоне резания, качеством изготовления поверхностей режущего инструмента, высокочастотными колебаниями, упругим восстановлением обрабатываемого материала со стороны задней поверхности инструмента. Этот вид микронеровностей удобно оценивать параметром Ra . Второй вид микронеровностей (II), характерный для безвершинной обработки, — неровности, являющиеся следствием воздействия так называемого кинематико-геометрического фактора. И если при обычном чистовом точении степень влияния указанного фактора часто менее значима в сравнении с пластическими явлениями, то в связи с большими значениями подач, характерными для косоугольного безвершинного точения, геометрически обусловленные неровности проявляются весьма отчетливо и вносят значительную долю в суммарную высоту микронеровностей (рис. 10). В этой связи для оценки такой шероховатости поверхностного слоя необходимо применять комплекс параметров, например, Rz , $Rmax$ и t_p .

В общем случае достигаемое качество обработки при “бреющем” точении зависит не только от режимов обработки, угла λ , переднего и заднего углов инструмента, свойств обрабатываемого материала, но и в большой степени

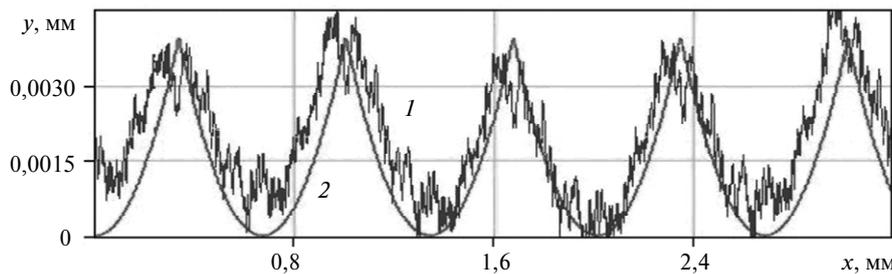


Рис. 10. Профилограмма поверхности, обработанной безвершинным резцом: 1 — шероховатость I; 2 — шероховатость II.

определяется радиусом округления режущей кромки. Минимальная величина этого параметра обуславливает снижение радиальной составляющей силы резания, а также толщину слоя, который подвергается упруго-пластическому подминанию округленным участком режущей кромки. Отмечено верно только для острозаточенного инструмента при условии, что на режущей кромке нет сколов и микровыкрашиваний, так как еще одним фактором, оказывающим влияние на качество обработки, является степень износа инструмента и состояние его режущей кромки. На фаске износа на задней поверхности инструмента (рис. 11) имеются характерные борозды в направлении, совпадающем с направлением вектора результирующей скорости резания, и, соответственно, угол их наклона по отношению к кромке равен $90^\circ - \lambda$.

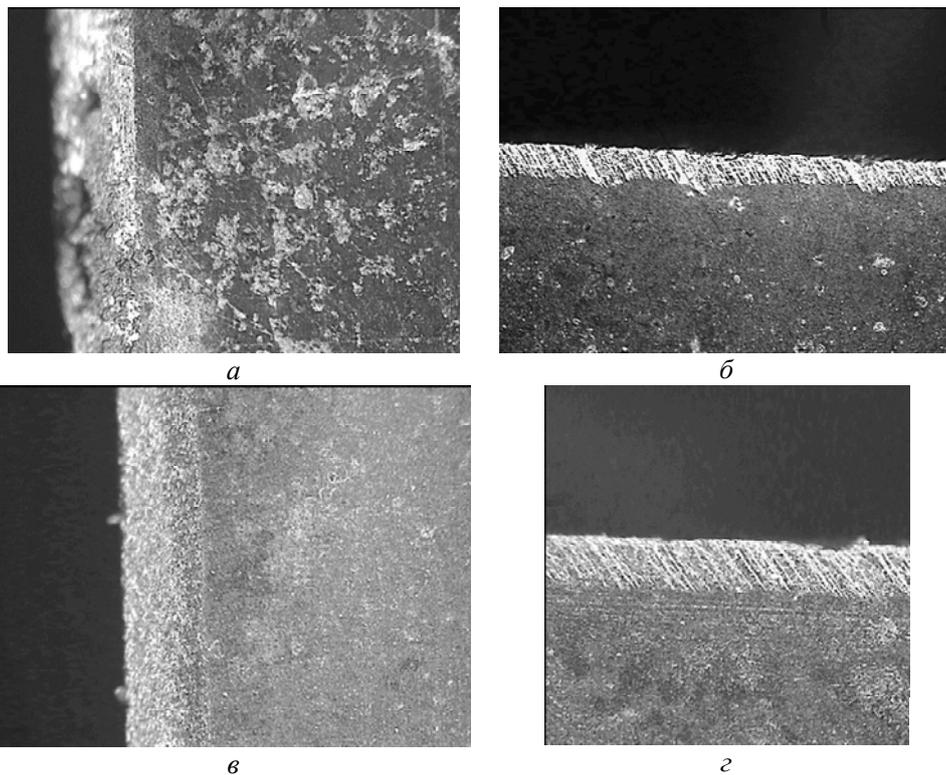


Рис. 11. Контактные площадки на передней (а, в) и задней (б, г) поверхностях инструмента при износе, сопровождающемся микровыкрашиваниями (а, б) и при равномерном износе (в, г).

Данные неровности формируют микрорельеф участка задней поверхности резца, который копируется на обработанной поверхности в виде повторяющихся, близких по форме микронеровностей, расстояние между которыми соответствует величине подачи. Высота выступов, появляющихся на обработанной поверхности вследствие вырывания при износе инструмента отдельных зерен ПСТМ, может быть весьма значительной, достигая 2—7 мкм. Микровыкрашивание отдельных кристаллов и появление на режущей кромке зазубрин наиболее часто является причиной резкого ухудшения качества обработки и служит признаком выхода инструмента из строя.

Исследование закономерностей твердого “бреющего” течения показало значительное влияние на шероховатость обработанной поверхности радиуса округления режущей кромки инструмента (рис. 12, 13).

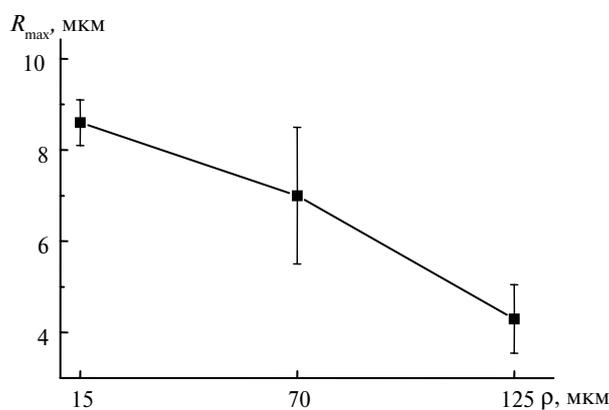


Рис. 12. Зависимость высоты микронеровностей от радиуса округления режущей кромки инструмента.

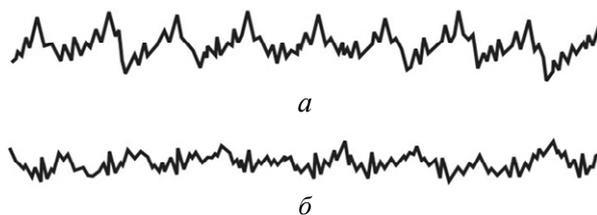


Рис. 13. Профилограммы обработанной поверхности при $\rho = 70$ (а) и 120 (б) мкм (горизонтальное увеличение — 20; вертикальное — 2000); $\lambda = 60^\circ$, $t = 0,125$ мм, $v = 1,15$ м/с).

Как видно из результатов, полученных при обработке стали ШХ-15 (60—62 HRC, $S = 0,67$ мм/об, $\lambda = 60^\circ$, $t = 0,15$ мм, $v = 1,15$ м/с), высота микронеровностей снижается с ростом радиуса округления режущей кромки.

Форма микронеровностей, сформированных на обработанной поверхности, также зависит от величины ρ . На вершинах микронеровностей обработанных острозаточенным резцом остаются пики, сформировавшиеся из несрезанного материала, величина которых достигает 4 мкм при расчетной высоте микронеровностей — 4,8 мкм. В отличие от острозаточенной, притупленная кромка формирует микронеровности меньшей высоты, форма которых имеет более выраженный стохастический характер. При росте высоты микронеровностей по сравнению с расчетными значениями связан в данном случае с тем, что в области, прилегающей к точке входа лезвия в обрабатываемый материал, происходит разделение металла на частично срезанный,

упруго-пластически подмятый и оттесненный в направлении вектора скорости резания с последующим переходом части его в формирующуюся вершину неровности. Значительное влияние пластических явлений на механизм образования микронеровностей связано также с характерными для “бреющего” течения малыми толщинами среза, сопоставимыми с радиусом округления режущей кромки инструмента. Очевидно, указанные эффекты должны в большей степени проявляться при обработке инструментом с большим ρ , однако на практике не наблюдается прироста высоты микронеровностей, что, по-видимому, обусловлено выглаживающим воздействием инструмента с большей величиной ρ .

Снижение шероховатости поверхности при уменьшении угла наклона режущей кромки наблюдали до $\lambda = 20^\circ$. При меньшей величине λ в зоне резания возникают вибрации. Устойчиво инструмент работает при $\lambda = 30^\circ$.

Результаты проведенных исследований свидетельствуют о перспективности применения инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ, для повышения производительности чистовой обработки закаленных сталей. При этом инструмент с режущей кромкой, радиус округления которой составляет 120—130 мкм, обеспечивает шероховатость обработанной поверхности до $Rz = 7$ мкм и $Ra = 0,7$ мкм. Необходимо отметить, что при таких значениях радиуса округления из-за значительных контактных нагрузок на задней поверхности инструмента на его передней поверхности имеются сколы. В связи с этим для практического применения рекомендуется режущий инструмент с $\rho \leq 70$ мкм. Величина микронеровностей в данном случае несколько выше, но режущая кромка инструмента сохраняет свою форму на протяжении всего периода стойкости.

Для обеспечения минимальной высоты микронеровностей необходимо производить обработку при скоростях 0,9—1,2 м/с. Как показывают экспериментальные данные, шероховатость обработанной поверхности составляет:

при $S = 0,09—0,67$ мм/об — $Ra = 0,3—0,6$ мкм, $Rz = 1,5—6$ мкм;

при $S = 0,67—1,30$ мм/об — $Ra = 0,6—0,8$ мкм, $Rz = 4—9$ мкм;

при $S = 1,30—2,60$ мм/об — $Ra = 0,80—1,25$ мкм, $Rz = 6—12$ мкм.

В зависимости от применяемых подач, угол наклона режущей кромки следует принимать:

при $S < 0,3$ мм/об — $\lambda = 40—50^\circ$;

при $S = 0,3—1,5$ мм/об — $\lambda = 30—40^\circ$;

при $S = 1,5—2,6$ мм/об — $\lambda = 15—20^\circ$.

На рис. 14 показано влияние условий обработки на высоту микронеровностей и относительную опорную длину профиля обработанной поверхности (обобщенные данные).

Полученные результаты показывают, что выбор оптимальных условий твердого “бреющего” течения является эффективным инструментом обеспечения заданной несущей способности обработанных поверхностей деталей.

Термобарические условия процесса резания оказывают непосредственное влияние на упрочнение и структуру поверхностного слоя. Высокая (более 1000 °С) температура, возникающая в зоне резания и интенсивно отводимая в поверхностный слой обрабатываемой массивной детали, и контактные нагрузки на задней поверхности инструмента до 3 ГПа обуславливают изменение микротвердости обрабатываемого материала (рис. 15) и формирование в его приповерхностной части “белого” слоя (рис. 16).

Нужно отметить, что “белый” слой во впадинах неровностей на обработанной поверхности более чем в два раза толще, в сравнении со слоем на

вершинах неровностей: при $\rho = 12\text{--}16$ мкм — 6 и 2, 6 мкм, при $\rho = 80\text{--}100$ мкм — 11 и 5,2 мкм соответственно.

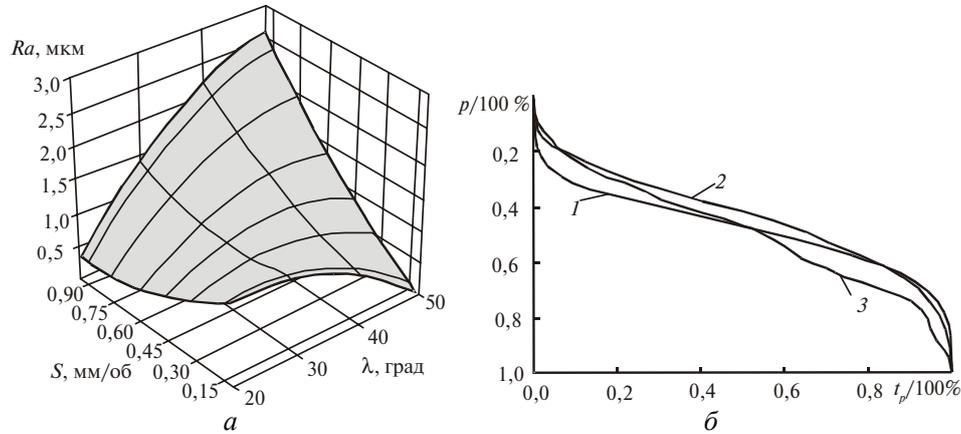


Рис. 14. Влияние подачи и угла наклона режущей кромки инструмента на высоту микронеровностей (а) и подачи $S = 0,10$ (1), $0,34$ (2), $0,67$ (3) мм/об на относительную опорную длину профиля обработанной поверхности (б); обрабатываемый материал — сталь 40Х (48—50 HRC), $t = 0,15$ мм, $v = 0,5\text{--}2,5$ м/с, $\lambda = 20\text{--}50^\circ$.

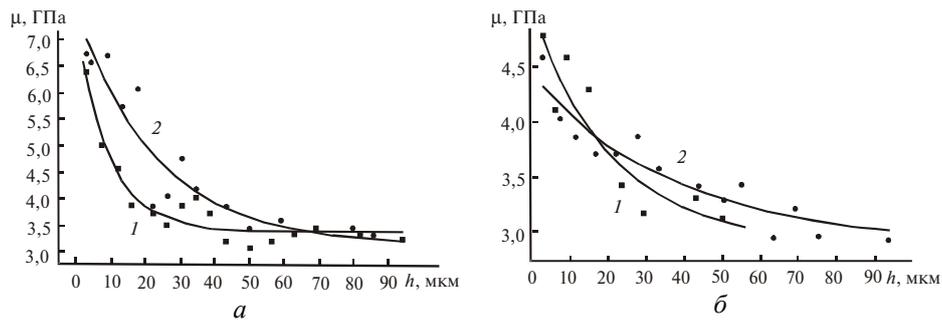


Рис. 15. Микротвердость поверхностного слоя образца из стали ШХ-15 (60—62 HRC) после обработки “брюющим” точением ($S = 0,95$ мм/об, $v = 0,95$ м/с, $t = 0,15$ мм, $\lambda = 60^\circ$) резцом с радиусом округления режущей кромки $\rho = 12\text{--}16$ (а) и $80\text{--}100$ (б) мкм: впадины (1) и вершины (2) неровностей.

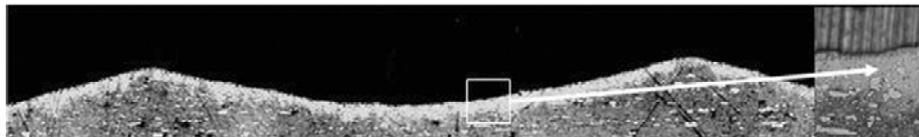


Рис. 16. Шлиф сечения поверхности образца из стали ШХ-15 (60—62 HRC) после обработки.

Процесс точения инструментом с большей величиной ρ сопровождается большими температурой резания и силами на задней поверхности, например, при точении стали ШХ-15 с режимами резания, представленными на рис. 14, радиальная составляющая силы резания возрастает с 575 до 1040 Н при увеличении радиуса округления режущей кромки от 16 до 100 мкм.

Как следует из полученных результатов, упрочнение обрабатываемого материала в результате “брюющего” точения составляет 60—130 %. Причем упрочнение при обработке инструментом с меньшим радиусом округления режущей кромки из-за большей контактной нагрузки существенно выше.

В целом, наибольшее упорочнение обработанной поверхности наблюдали в области вершин неровностей, что связано с аномальными пластическими деформациями на краях контактного участка инструмента с обрабатываемым материалом.

Эффективность процесса обработки и состояние формируемого при обработке поверхностного слоя во многом определяется величиной износа режущего инструмента. На рис. 17 представлены результаты исследования влияния износа инструмента на шероховатость обработанной поверхности.

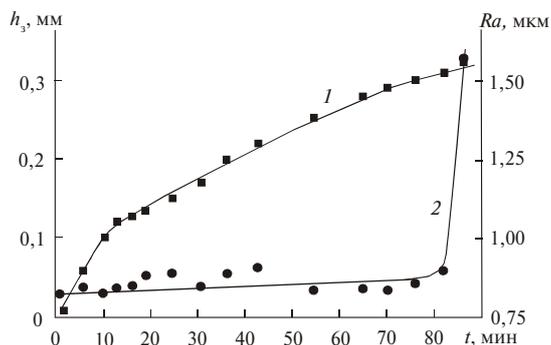


Рис. 17. Зависимость износа (1) и шероховатости обработанной поверхности (2) от времени обработки стали ШХ-15; $S = 0,67$ мм/об, $v = 1,32$ м/с, $t = 0,075$ мм, $\lambda = 50^\circ$.

Кинетика изнашивания режущего инструмента при ”бреющем” точении стали высокой твердости выглядит следующим образом. После этапа приработки, соответствующего 10 мин и фаске износа $h_3 = 0,1—0,12$ мм в течение довольно длительного времени работы износ инструмента по задней поверхности имеет монотонный характер, а интенсивность его изнашивания постоянна. Такой картине изнашивания инструмента отвечает практически постоянная шероховатость обработанной поверхности, которая в течение 80 мин резания остается на приблизительно одинаковом уровне и составляет $Ra = 0,4—0,7$ мкм. При износе инструмента 0,3 мм высота микронеровностей резко возрастает и на отметке 90 мин шероховатость обработанной поверхности составляет уже $Ra = 1,6—1,7$ мкм. Такой резкий рост высоты микронеровностей свидетельствует о том, что режущая кромка инструмента по достижении фаски износа $h_3 = 0,3$ мм теряет прямолинейность, происходит микровыкрашивание блоков поликристаллов и сколы режущей кромки в области, прилегающей к режущей кромке.

Полученные результаты наглядно показывают, что для обеспечения в процессе обработки требуемой шероховатости поверхности следует уделять большое внимание состоянию режущего инструмента. Особенно это важно при обработке крупногабаритных деталей, которые являются основной областью применения технологии ”бреющего” точения.

Выполненный широкий комплекс исследований позволил изучить особенности механики и теплофизики контактного взаимодействия в зоне резания, закономерности формирования состояния поверхностного слоя при обработке деталей из железоуглеродистых сплавов высокой твердости методом косоугольного резания безвершинным инструментом, оснащенным ПСТМ на основе КНБ. Полученные результаты являются основой для оптимизации и практического использования перспективного высокопроизводительного метода чистовой обработки — твердого ”бреющего” точения.

1. Klocke F., Brinksmeier E., Weinert K. Capability profile of hard cutting and grinding processes // Ann. CIRP. — 2005. — 54, N 2. — P. 557—580.
2. Matsumoto Y., Hashimoto F., Lahoti G. Surface integrity generated by precision hard turning // Ibid. — 1999. — 48, N 1. — P. 59—62.
3. Байкалов А. К., Халфен П. В. Образование обработанной поверхности при чистовом точении с большими подачами // Физические явления при деформирующем протягивании

вании и резании пластичных металлов: Сб. науч. тр. — Киев: ИСМ, 1978. — С. 148—163.

4. *Grzesik W., Rech J., Wanata T.* Surface finish on hardened bearing steel parts produced by superhard and abrasive tools // *Int. J. Machine Tools & Manufacture.* — 2007. — **47.** — P. 255—262.
5. *Klimenko S. A.* Special features of machining protective coatings // *J. Superhard Materials.* — 1998. — **20**, N 3. — P. 44—55.
6. *Халфен Р. В.* Исследование чистового точения труднообрабатываемых металлов и сплавов с большими подачами: Автореф. дис... канд. техн. наук. — Киев: КПИ, 1974. — 17 с.
7. *Бобров В. Ф.* Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов. — М.: Машиностроение, 1962. — 149 с.
8. *Киппер Э. Е.* Исследование процесса образования неровностей поверхности при обработке коррозионностойких сталей лезвийным инструментом: Автореф. дис... канд. техн. наук. — Брянск: БИТМ, 1970. — 19 с.
9. *Остроухов А. В., Гузий К. В., Димитров Б. И., Перепелица Б. А.* Теоретический расчет шероховатости обработанной поверхности при безвершинном точении // *Резание и инструмент: Сб. науч. тр.* — 1990. — Вып. 44. — С. 46—48.
10. *Скочко Е. В.* Исследование геометрии режущей части и работоспособности инструментов при косоугольном точении: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — Киев: КПИ, 1975. — 27 с.
11. *Рамунаджачари И. В. С.* Исследование косоугольного безвершинного тонкого точения: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — Л.: ЛПИ, 1969. — 21 с.
12. *Остроухов А. В., Перепелица Б. А., Зубарь В. П. и др.* Шероховатость обработанной поверхности при точении закаленной стали безвершинными резцами из гексанида-Р // *Резание и инструмент: Сб. науч. тр.* — 1987. — Вып. 37. — С. 68—71.
13. <http://www.sei.co.jp>.
14. *Ber A., Kaldor S.* The first seconds of cutting. Wear behaviours // *Ann. CIRP.* — 1982. — **31**(1). — P. 13—17.
15. *Зубарь В. П.* Перспективы применения синтетических сверхтвердых материалов в лезвийной обработке // *Резание и инструмент: Сб. науч. тр.* — 1981. — Вып. 26. — С. 48—50.
16. *Сверхтвердые материалы. Получение и применение: В 6 т. / Под общ. ред. Н. В. Новикова.* — Том 5: *Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. С. А. Клименко.* — Київ: ІНМ ім. В. М. Бакуля, ІВЦ “Алкон” НАНУ, 2006. — 316 с.

Ин-т сверхтвердых материалов
им. В. Н. Бакуля НАН Украины

Поступила 19.08.08