

## ОЦЕНКА ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ФОРМИРУЕМОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ГИДРОАБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ

*Предложена методика выбора технологических режимов гидроабразивного резания. Описаны два механизма снижения производительности обработки при заглаблении режущей струи в обрабатываемый материал. Предложены соотношения для расчета погрешностей гидроабразивной обработки.*

**E-mail:** tarasov\_va@mail.ru

**Ключевые слова:** гидроабразивная обработка, абразивно-жидкостная струя, технологические режимы обработки, геометрические особенности обработанной поверхности, обработка по криволинейному контуру.

Назначение технологических параметров при сложноконтурном раскрое материала абразивно-жидкостной струей является важной задачей эксплуатации гидроабразивных технологических комплексов, выпускаемых в широком ассортименте зарубежными и отечественными фирмами. Ее решение требует математического описания взаимодействия с обрабатываемым материалом нежесткого специфического инструмента — абразивно-жидкостной струи. Такое описание должно явиться основой подготовки программ для систем управления гидро-технологических комплексов.

Основы процесса активно исследуются в научных лабораториях фирм-производителей оборудования и в ряде технических университетов мира. Результаты исследования [1–9] носят полуэмпирический характер и касаются в основном вопросов прямолинейного резания материалов. В то же время раскрой листовых материалов выполняется, как правило, по замкнутому контуру.

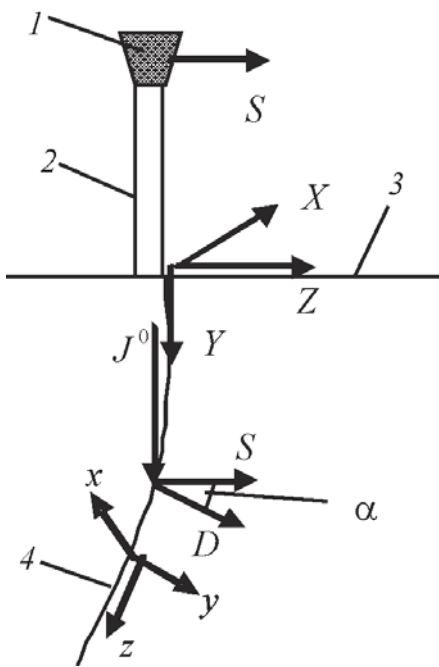
В настоящей работе проведен анализ геометрических особенностей формируемой при гидроабразивной обработке поверхности в зависимости от технологических параметров процесса.

К технологическим параметрам процесса относятся:

- скорость подачи  $S$  сопла 1, формирующего абразивно-жидкостный поток 2 (рис. 1) на поверхность 3 обрабатываемого материала (направление  $Z$ );
- интенсивность  $J^0$  эрозионного удаления обрабатываемого материала в направлении  $Y$ .

Здесь интенсивность  $J^0$  численно равна объему удаляемого материала в единицу времени на единичной площади поперечного сечения абразивно-жидкостного потока. Это математически записывается как

$$J^0 = \frac{\Delta v}{s^* \Delta t},$$



**Рис. 1.** Схема гидроабразивной обработки материалов

где  $\Delta\vartheta$  — объем удаленного материала;  $\Delta t$  — время воздействия абразивно-жидкостного потока на материал;  $s^*$  — площадь сечения абразивно-жидкостной струи.

Специфическим параметром гидроабразивной обработки является угол  $\alpha$  между векторами скорости перемещения  $D$  фронта резания 4 и скорости подачи сопла  $S$ . Поскольку в подвижной системе координат, связанной с соплом, движение абразивно-жидкостного потока 2 и обрабатываемого материала должно быть стационарным, запишем для угла  $\alpha$  очевидные условия

$$D = S \cos \alpha, \quad \operatorname{tg} \alpha = S/J^0. \quad (1)$$

Фронт резания перемещается в обрабатываемом материале в результате взаимодействия частиц абразива под углом  $\alpha$ .

Область взаимодействия частиц абразива с обрабатываемым материалом будет характеризоваться в локальной системе координат  $xyz$  (см. рис. 1) размерами  $x_m, z_m$  пятна контакта на поверхности обрабатываемого материала, а также глубиной внедрения частиц в тело материала  $y_m$ . Для их оценки примем, что контактное напряжение  $\sigma_k$  на поверхности частиц абразива пропорционально твердости материала  $H\nu$  и гидравлическому давлению  $\frac{\rho V_a^2}{2}$ :

$$\sigma_k = \mu_1 \left( H\nu + \frac{\rho V_a^2}{2} \right),$$

где  $\rho$  — плотность обрабатываемого материала;  $\mu_1$  — коэффициент, учитывающий непостоянство гидравлического давления на поверхности частиц абразива и уточняемый экспериментально;  $V_a$  — скорость абразивно-жидкостного потока.

Силу торможения частиц абразива можно представить в виде

$$F = \sigma_k s^*,$$

где  $s^* \approx r_a \sqrt{2r_a y}$  — площадь сечения частиц абразива при их незначительном внедрении ( $r_a \gg y$ );  $y$  — текущая глубина внедрения;  $r_a$  — радиус зерна абразива.

Составляющая силы  $F$ , нормальная фронту резания, равна

$$F_y = \sigma_k s^* \sin \alpha.$$

Для описания процесса внедрения частиц абразива в тело материала может быть предложено уравнение

$$m_a V_y \frac{dV_y}{dy} = -\mu_1 \left( H\nu + \frac{\rho V_y^2}{2 \sin^2 \alpha} \right) r_a \sqrt{2r_a y},$$

которое дает оценку максимальной глубины внедрения частиц абразива

$$y_m = \left[ \frac{3 \sin^2 \alpha m_a}{2 \sqrt{2\mu_1 \rho r_a^{3/2}}} \ln \left( 1 + \frac{\rho V_a^2}{2H\nu} \right) \right]^{\frac{2}{3}},$$

времени внедрения

$$t_m = \frac{y_m}{2V_a \sin \alpha},$$

длины и ширины пятна контакта частиц абразива на поверхности материала

$$z_m = \frac{y_m}{2 \sin \alpha}, \quad x_m = \sqrt{2r_a y}.$$

Объем разрушения в обрабатываемом материале при ударе частиц абразива можно принять пропорциональным произведению

$$\vartheta_a = K_a y_m x_m z_m = \mu_2 \frac{(\sin \alpha)^{2/3}}{\rho^{5/3}} \left[ \ln \left( 1 + \frac{\rho V_a^2}{2H\nu} \right) \right]^{\frac{5}{3}}, \quad (2)$$

где  $\mu_2$  — эмпирическая константа;  $K_a$  — коэффициент пропорциональности.

Используя соотношение (2), интенсивность эрозии материала при гидроабразивной обработке можно определить как

$$J^0 = N \vartheta_a = \frac{4q\mu_2}{\pi d_0^2 m_a} \frac{(\sin \alpha)^{2/3}}{\rho^{5/3}} \left[ \ln \left( 1 + \frac{\rho V_a^2}{2H\nu} \right) \right]^{\frac{5}{3}},$$

где  $N$  — число соударений на единице площади материала в единицу времени.

С учетом условий (1) последнее выражение можно преобразовать к виду

$$J^0 = \mu \left( \frac{4q}{\pi d_0^2} \right)^{\frac{3}{5}} \frac{S^{\frac{2}{5}}}{\rho} \ln \left( 1 + \frac{\rho V_a^2}{2H\nu} \right), \quad (3)$$

где  $\mu = \frac{\mu_2}{m_a}$  — эмпирический коэффициент.

В ряде работ считается более удобным использовать понятие концентрации абразива  $k_0$  в абразивно-жидкостном потоке как отношение расходов абразива и воды в единицу времени.

В этом случае составив баланс импульса и энергии и приняв во внимание связь скорости  $V_a$  стационарного абразивно-жидкостного потока с давлением  $p_{т.о.}$ , развиваемым насосом в рабочем тракте технологического оборудования, предложим формулу для эмпирической

$$\mu = \frac{\rho (S^e)^{\frac{3}{5}}}{\operatorname{tg} \alpha^e \left( \frac{k_0^e \sqrt{2\rho_B p_{\text{т.о}}^e}}{(1+k_0^e)^n} \right)^{\frac{3}{5}} \ln \left( 1 + \frac{p_{\text{т.о}}^e}{H\nu} \frac{1}{(1+k_0^e)^{2n}} \right)},$$

а для нахождения интенсивности эрозии на поверхности обрабатываемого материала получим соотношение

$$J_0^e = \eta \left( \frac{k_0}{k_0^e} \sqrt{\frac{p_{\text{т.о}}}{p_{\text{т.о}}^e}} \left( \frac{1+k_0^e}{1+k_0} \right)^n \right)^{\frac{3}{5}} \left( \frac{S}{S^e} \right)^{\frac{2}{5}} \frac{\ln \left( 1 + \frac{p_{\text{т.о}}}{H\nu} \frac{1}{(1+k_0)^{2n}} \right)}{\ln \left( 1 + \frac{p_{\text{т.о}}^e}{H\nu} \frac{1}{(1+k_0^e)^{2n}} \right)}, \quad (4)$$

где  $\eta = J_0^{0e} = \frac{S^e}{\operatorname{tg} \alpha^e}$ ;  $\alpha^e$  — экспериментально установленное значение угла касательной к фронту резания в окрестности лицевой поверхности при значении подачи  $S^e$ ;

$$k_0 = \frac{1}{2} \left( \frac{2\sqrt{2}}{\pi} \frac{q}{d_0^2 \sqrt{\rho_B p_{\text{т.о}}}} \right)^2 + \sqrt{\left( \frac{2\sqrt{2}}{\pi} \frac{q}{d_0^2 \sqrt{\rho_B p_{\text{т.о}}}} \right)^2 + \frac{1}{4} \left( \frac{2\sqrt{2}}{\pi} \frac{q}{d_0^2 \sqrt{\rho_B p_{\text{т.о}}}} \right)^4} \approx \frac{2\sqrt{2}}{\pi} \frac{q}{d_0^2 \sqrt{\rho_B p_{\text{т.о}}}};$$

$\rho_B$  — плотность воды;  $n = \frac{1}{2}, \frac{1}{3}$  — соответственно для баланса импульса и энергии.

По мере внедрения абразивно-жидкостной струи в тело обрабатываемого материала интенсивность его эрозии  $J^0$  снижается. Можно назвать два механизма снижения интенсивности эрозии.

Первый механизм связан с тем, что при выходе струи из сопла формируется расходящееся движение

$$r = r_0 + \gamma Y,$$

которое возбуждается перепадом давлений на оси струи и ее свободной поверхности, где  $r_0, r$  — начальный и текущий радиусы струи;  $Y$  — заглубление струи в тело обрабатываемого материала,  $\gamma$  — угол конусности струи. Доказательством существования такого механизма может служить независимость параметра  $\gamma$  от типа обрабатываемого материала. При этом сравнение параметра  $\gamma$  должно происходить для обработки различных материалов при одних и тех же рабочих давлениях и расходе (концентрации) абразива.

Другим механизмом снижения интенсивности эрозии  $J^0$  является возможное насыщение абразивно-жидкостного потока продуктами

эрозии обрабатываемого материала и снижения скорости частиц, т.е.

$$V_a = \sqrt{\frac{2p_{т.о}}{\rho_B}} \cdot \frac{1}{(1 + k_0 + k_{о.м})^n},$$

где  $k_{о.м}$  — концентрация обрабатываемого материала в абразивно-жидкостном потоке, значение которой выразим формулой

$$k_{о.м} = \omega \frac{\rho}{\rho_B} Y,$$

в которой  $\omega$  — доля удаленного при обработке материала, попавшего в абразивно-жидкостной поток;  $Y$  — текущее значение заглубления абразивно-жидкостного потока.

Учитывая одновременное влияние двух механизмов, получаем выражение для интенсивности эрозии

$$J^0 = \eta \left( \frac{(1 + k_0^e)^n k_0}{(1 + k_0 + k_{о.м})^n k_0^e} \sqrt{\frac{p_{т.о}}{p_{т.о}^e}} \right)^{\frac{3}{5}} \left( \frac{1}{1 + \frac{\gamma Y}{r_0}} \right)^2 \times \left( \frac{S}{S^e} \right)^{\frac{2}{5}} \frac{\ln \left( 1 + \frac{p_{т.о}}{H\nu} \frac{1}{(1 + k_0 + k_{о.м})^{2n}} \right)}{\ln \left( 1 + \frac{p_{т.о}^e}{H\nu} \frac{1}{(1 + k_0^e)^{2n}} \right)}, \quad (5)$$

где  $p_{т.о}^e$ ,  $q^e$ ,  $S^e$ ,  $d_0^e$ ,  $k_0^e$  — фиксированные технологические режимы обработки, выбранные в проведенном эксперименте по определению угла  $\alpha = \alpha^e$  и эмпирической константы  $\eta$ .

Полученная формула для интенсивности удаления металла при гидроабразивной обработке учитывает влияние основных технологических параметров: рабочего давления  $p_{т.о}$ , подачи  $S$ , расхода абразива  $q(k_0)$  и диаметра сопла  $d_0$ .

Однако указанные механизмы влияния на интенсивность эрозии обрабатываемого материала не равнозначны. Опыт подсказывает, что первый механизм значительно сильнее второго. Но это подлежит проверке.

Упрощение соотношения (5) осуществим в два этапа. На первом этапе примем насыщение струи обрабатываемым материалом несущественным. Тогда соотношение (5) примет вид

$$J^0 \approx \frac{J_0^0}{1 + (2\gamma Y)/r_0} \{1 - \beta Y\}, \quad (6)$$

где

$$\beta = \left[ \frac{3n}{5(1 + k_0)} + \frac{2n}{\left(1 + \frac{H\nu}{p_{т.о}}\right) \ln \left(1 + \frac{p_{т.о}}{H\nu}\right)} \right] \frac{\omega n \rho}{\rho_B} \ll 1.$$

На втором этапе дифференциальное уравнение фронта резания

$$\frac{dY}{dX} = \frac{J^0}{S}$$

представим в виде

$$\left(1 + \frac{\gamma Y}{r_0}\right)^2 \frac{dY}{dX} = \frac{J_0^0}{S} \{1 - \beta Y\}. \quad (7)$$

Решение этого уравнения будем искать в виде разложения по малому параметру  $\beta$

$$Y = Y_1 + \beta Y_2, \quad (8)$$

где функции  $Y_1, Y_2$  описывают геометрию фронта резания в первом и втором приближении.

Уравнение (7) в этом случае распадается на два уравнения:

$$\begin{aligned} \frac{dY_1}{dX} &= \frac{J_0^0}{S} \left(1 - \frac{2\gamma Y_1}{r_0}\right); \\ \frac{dY_2}{dX} &= \frac{J_0^0}{S} \left[-\frac{2\gamma Y_2}{r_0} - \left(1 - \frac{2\gamma Y_1}{r_0}\right) Y_1\right]. \end{aligned}$$

Окончательно решение уравнения (8) для фронта гидроабразивного резания можно представить в виде

$$Y = \frac{r_0}{\gamma} \left\{ \left(1 + \frac{3\gamma J_0^0 X}{r_0 S}\right)^{1/3} - 1 + \frac{\beta}{2} \left[ \frac{J_0^0 X}{S} e^{-\frac{2\gamma J_0^0 X}{r_0 S}} - \frac{r_0}{2\gamma} \left(1 - e^{-\frac{2\gamma J_0^0 X}{r_0 S}}\right) \right] \right\}, \quad (9)$$

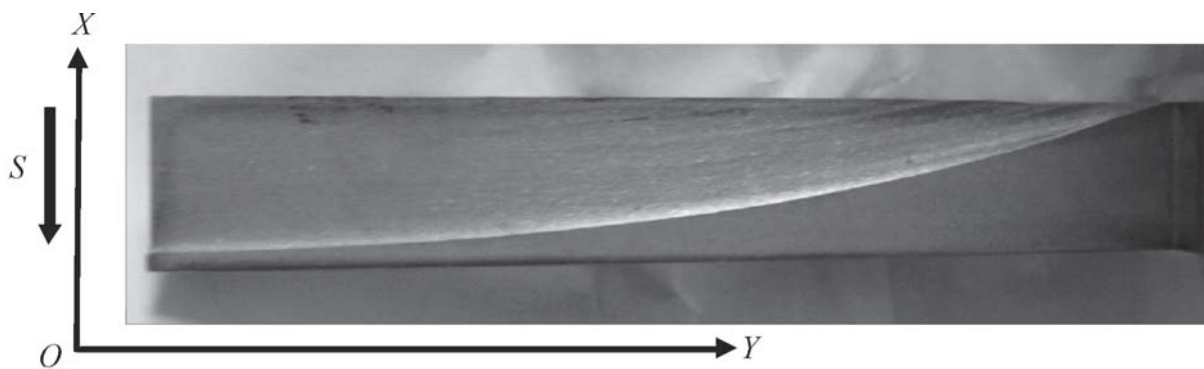
где  $\beta \ll 1$  — малый параметр.

В первом приближении соотношение (9) имеет вид

$$X = \frac{SY}{J_0^0} \left(1 + \gamma \frac{Y}{r_0} + \frac{1}{3} \left(\gamma \frac{Y}{r_0}\right)^2\right). \quad (10)$$

Проверка предложенной модели гидроабразивного резания и уточнение эмпирических констант выполнялись по следующей методике.

1. Проведены экспериментальные исследования гидроабразивного резания при рабочем давлении  $p_{т.о} = 360$  МПа и расходе абразива  $q = 490$  г/мин на следующих материалах: на алюминиевом сплаве АМг6, титановом сплаве ВТ-20 и коррозионно-стойкой стали 12Х18Н10Т. При резании использовались следующие режимы: диаметр фокусирующей трубки 0,76 мм; расстояние от фокусирующей трубки до поверхности материала 3...5 мм; значения подачи назначены в соответствии с рекомендациями производителя оборудования для прорезки на глубину 100 мм:  $S_{АМг6} = 18$  мм/мин;  $S_{ВТ20} = 8$  мм/мин;  $S_{12Х18Н10Т} = 5$  мм/мин.



**Рис. 2. Фронт резания при гидроабразивной обработке алюминиевого сплава АМг6:**

$S$  — направление подачи головки станка, формирующей абразивно-жидкостную струю;  $XOY$  — система координат для описания фронта резания в обрабатываемом материале

2. Установлена конфигурация фронтов резания. В качестве примера на рис. 2 приведена фотография фронта резания при гидроабразивной обработке алюминиевого сплава АМг6.

3. Проведены измерения геометрических параметров фронтов резания для значений  $p_{т.о} = 360$  МПа и  $k_0 = 0,0212$ . Некоторые из геометрических параметров занесены в таблицу.

#### Результаты обработки экспериментальных данных

Обрабатываемый материал	$\eta$	$\beta$	Условия определения констант $\eta, \beta$		Результаты измерений		
			$S, \frac{\text{мм}}{\text{мин}}$	$H\nu, \text{МПа}$	$\text{tg } \alpha^e$	$x_k$	$y_k$
АМг6	16,58	0,0009	18	650	0,0603	19	128
ВТ-20	15,07	-0,00389	8	900–1200	0,0663	18,98	139
12Х18Н10Т	14,69	0,012563	5	1800	0,06801	17,62	69

4. Расчет параметра  $\eta$  проведен по формуле

$$J_0^0 = \eta = \frac{S^e}{\text{tg } \alpha^e},$$

а результаты сведены в таблицу. Обращает на себя внимание близость значений параметра  $\eta$  для различных материалов, что объясняется использованием рекомендаций фирмы Waterjet при выборе подачи с учетом глубины резания и марки материалов.

5. Определение значения параметра  $\gamma$ . Значение варьировалось на отрезке  $0 \leq \gamma \leq \gamma_{\max} = \frac{r_0}{Y_k} \left( \sqrt{\frac{\text{tg } \alpha_k}{\text{tg } \alpha_0}} - 1 \right)$ , где  $\text{tg } \alpha_k$  вычисляли по данным эксперимента о геометрических параметрах фронта резания на глубине  $Y_k$ . Для варьируемых параметров рассчитывались координаты фронтов резания и в реперных точках сравнивались результаты расчета и эксперимента. С помощью метода наименьших квадратов было найдено значение  $\gamma = 0,003$  и для него рассчитаны координаты фронтов резания в первом приближении. Установлено, что по-

грешность расчета координат фронта резания в первом приближении ( $\beta = 0$ ) не превышает 20 %. Такая точность является достаточной для многих практических расчетов.

6. Малый параметр  $\beta$ , необходимый для повышения точности вычислений координат фронта резания, был рассчитан с помощью формулы

$$\beta = 2 \frac{\frac{\gamma Y}{r_0} + 1 - \left( \frac{3\gamma X}{r_0 \operatorname{tg} \alpha_0} + 1 \right)^{\frac{1}{3}}}{\frac{X}{\operatorname{tg} \alpha_0} \exp \left( -\frac{2\gamma X}{r_0 \operatorname{tg} \alpha_0} \right) - \frac{r_0}{2\gamma} \left[ 1 - \exp \left( -\frac{2\gamma X}{r_0 \operatorname{tg} \alpha_0} \right) \right]},$$

а результаты указаны в таблице.

Представляет интерес также описание процесса гидроабразивной обработки материала при движении сопла по криволинейному контуру — сопло диаметром  $d_0$  перемещается со скоростью  $S$  в горизонтальной плоскости  $XOZ$  вдоль кривой радиуса  $R$  и формирует абразивно-жидкостной поток, который имеет вертикальную ( $V_a$ ) и горизонтальную ( $S$ ) составляющие скорости. Поверхность обрабатываемого материала отстоит от плоскости  $XOZ$  на расстоянии  $h$ .

Выберем систему координат  $XYZ$  (см. рис. 1) таким образом, чтобы начало координат совпадало с точкой траектории движения оси сопла. Оси  $X$  и  $Z$  соответствовали векторам радиуса кривизны  $R$  траектории и скорости подачи  $S$ , а ось  $Y$  была бы перпендикулярна первым двум и направлена в сторону обрабатываемого материала. Тогда уравнение линии тока абразивно-жидкостного потока запишется в виде

$$Y = \frac{V_a}{S} Z,$$

где  $Z = 0, Y = 0$  — координата начала линии тока у сопла.

Период истечения соответствует времени нахождения начала линии тока внутри контура движущегося сопла. Если учесть, что  $R \gg d_0$ , то для оценки периода истечения  $\tau$  примем, что контур сопла относительно начала линии тока перемещается прямолинейно. Тогда параметр  $\tau$  будет зависеть от величины  $X$ , которая характеризует положение точки излучения относительно оси сопла:

$$\tau = \frac{2}{S} \sqrt{\frac{d_0^2}{4} - X^2}.$$

Интенсивность эрозии обрабатываемого материала  $J^0$  численно равна скорости перемещения поверхности эродирующего материала в направлении абразивно-жидкостного потока. Тогда

$$Y = J^0 \tau.$$



В результате контур обработанной поверхности в плоскости, перпендикулярной вектору  $S$ , будет описываться уравнением эллипса

$$\left(\frac{S}{2J^0}\right)^2 Y^2 + X^2 = \frac{d_0^2}{4}. \quad (11)$$

Таким образом, при увеличении отношения  $J^0/S$  отношение длин осей эллипса будет возрастать.

При прямолинейном движении ось симметрии контура обработанной поверхности расположена вертикально. Установим линию симметрии контура обработанной поверхности при движении оси сопла по линии с радиусом кривизны  $R$ .

На достижение зернами абразива глубины  $Y$  необходимо время

$$T = \frac{h + Y}{V_a}.$$

За это время зерно в горизонтальном направлении сместится на величину

$$L = (h + Y) \frac{S}{V_a}.$$

Тогда при резке по окружности точки обработанной поверхности сместятся во внешнюю сторону от положения, соответствующего резке по прямой, на величину

$$\Delta R = \sqrt{R^2 + \left(\frac{h + Y}{V_a} S\right)^2} - R \approx \frac{R}{2} \left(\frac{S(1 + k_0)^n}{\sqrt{2p_{т.о}/\rho_B}}\right)^2 \left(\frac{h + Y}{R}\right)^2. \quad (12)$$

Таким образом, при обработке по криволинейному контуру сечение обработанной поверхности повернется на угол  $\theta$  от вертикали.

Уравнение (12) позволяет оценить следующее:

- если задан допуск  $\varepsilon$  на размер  $R$ , то для обеспечения этого допуска необходимо назначить подачу

$$S = \frac{2\sqrt{2p_{т.о}/\rho_B}}{(1 + \zeta)(1 + k_0)^n} \frac{R}{\delta} \sqrt{\frac{\varepsilon}{R}}, \quad \text{где } \zeta = h/\delta; \quad (13)$$

- угол поворота от вертикали сечения обработанной поверхности при резке по криволинейному контуру можно оценить как

$$\text{tg } \theta \approx \left(\frac{S(1 + k_0)^n}{\sqrt{2p_{т.о}/\rho_B}}\right)^2 \frac{\delta}{2R} (1 + \zeta)^2.$$

**Выводы.** 1. Анализ разработанной методики выбора режимов гидроабразивного резания показал, что производительность обработки является сложной функцией рабочего давления, расхода абразива, подачи, а также физико-механических и геометрических параметров детали.

2. Экспериментальные исследования показали существование двух механизмов снижения производительности гидроабразивного резания при заглублинии режущей струи в тело обрабатываемого материала.

3. Математически описана механика формирования геометрических особенностей обработанной поверхности и ее погрешностей при обработке по криволинейному контуру.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. [http://www.multicam.ru/products/index.php?SECTION\\_ID=51](http://www.multicam.ru/products/index.php?SECTION_ID=51)
2. <http://www.flowrussia.ru/>
3. Степанов Ю. С., Барсуков Г. В. Современные технологические процессы механического и гидроструйного раскроя технических тканей. Библиотека технолога. – М.: Машиностроение, 2004. – 240 с.
4. Тихомиров Р. А., Бабин В. Ф., Петухов Е. Н. Гидрорезание судостроительных материалов. – Л.: Судостроение, 1987. – 164 с.
5. Тихомиров Р. А., Гуенко В. С. Гидрорезание неметаллических материалов. – Киев: Техніка, 1984. – 150 с.
6. Степанов Ю. С., Барсуков Г. В. Формирование качества поверхностного слоя деталей при резании сверхзвуковой струей жидкости // СТИН. – 2003. – № 10. – С. 15–17.
7. Тихомиров Р. А. Развитие технологии обработки сверхзвуковыми струями жидкости различного состава // Изв. ТулГУ. Сер. Машиностроение / Р.А. Тихомиров, Е.Н. Петухов, Д.В. Кравченко. – 2000. – Вып. 5 – С. 63–68.
8. Ерухимович Ю. Е. Исследование влияния массового расхода абразива на процесс гидроабразивного нарезания щелей в горных породах // Труды ТулГУ, 1999. – № 2670. – 10 с.
9. Потапов В. А. Струйная обработка: состояние и перспективы развития в Европе и мире // Вестник машиностроения. – 1996. – № 1. – С. 26–30.

Статья поступила в редакцию 18.10.2011

Владимир Алексеевич Тарасов родился в 1946 г., окончил МВТУ им. Н.Э. Баумана в 1969 г. Д-р техн. наук, профессор, заведующий кафедрой “Технологии ракетно-космического машиностроения” МГТУ им. Н.Э. Баумана. Автор более 200 научных работ в области технологии машиностроения, контроля и диагностики.

V.A. Tarasov (b. 1946) graduated from the Bauman Moscow Higher Technical School in 1969. D. Sc. (Eng.), professor, head of “Technologies of Rocket and Space Mechanical Engineering” department of the Bauman Moscow State Technical University. Author of more than 200 publications in the field of technology of mechanical engineering, check and diagnostics.

Артем Николаевич Полухин (1987–2011) окончил в 2010 г. МГТУ им. Н.Э. Баумана, поступил в аспирантуру на кафедру СМ12 “Технологии ракетно-космического машиностроения”. Автор двух научных работ в области гидроабразивного резания

A.N. Polukhin (1987–2011) graduated from the Bauman Moscow State Technical University in 2010 and entered the post-graduate course at the “Technologies of Rocket and Space Mechanical Engineering” department of the Bauman Moscow State Technical University. Author of two publications in the field of hydro-abrasive cutting.