

Ю.А. Сизый, д-р техн. наук, М.С. Степанов, д-р техн. наук, Харьков, Украина,
А.В. Евтухов, канд. техн. наук, Скиба Ю.С., Сумы, Украина

ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ЗАГОТОВКИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ НА ЕЕ НАГРЕВ

У статті виконано аналітичний аналіз впливу швидкості заготовки на максимальну температуру шліфованої поверхні із залученням експериментальних даних для процесів плоского шліфування периферією круга і круглого зовнішнього врізного.

В статье выполнен аналитический анализ влияния скорости заготовки на максимальную температуру шлифуемой поверхности с привлечением экспериментальных данных для процессов плоского шлифования периферией круга и круглого наружного врезного.

The analytic analysis of influence the speed of a part an the maximum temperature in differencing views grinding processer war duffield.

Скорость перемещения заготовки (скорость подачи) при шлифовании является одним из важных параметров режимов шлифования определяющих как качество шлифуемой поверхности так и производительность процесса. В то же время в литературе нет однозначного мнения на влияние скорости подачи на нагрев заготовки; т.е. нет четких рекомендаций как управлять скоростью подачи для уменьшения нагрева шлифуемой поверхности.

Так Лурье Г.Б. [1] указывает на сложную взаимосвязь параметров процесса в зависимости от скорости вращения заготовки при круглом шлифовании. Он указывает, что скорость заготовки в меньшей степени влияет на температуру чем глубина резания. Так же он указывает, что при врезном шлифовании с изменением глубины и скорости заготовки изменяется время воздействия источника тепла, площадь контакта, т.е. плотности теплового потока. Причем влияние этих факторов противоположно. В связи с этим какой-либо однозначный ответ на вопрос влияния скорости заготовки на температуру шлифования в [1] отсутствует.

Сипайлов В.А. [2] указывает, что при фиксированной плотности теплового потока увеличение скорости заготовки ведет к уменьшению температуры ее. Однако, с увеличением скорости заготовки увеличивается мощность шлифования, т.е. увеличивается плотность теплового потока и он делает вывод, что все зависит от того, что в большей степени влияет на температуру – уменьшение температуры за счет уменьшения времени действия теплового потока и увеличение его за счет увеличения скорости заготовки. При этом какие-либо четкие рекомендации для управления скоростью заготовки отсутствуют.

В настоящей статье делается попытка выполнить аналитический анализ влияния скорости заготовки на максимальную температуру шлифуемой по-

верхности с привлечением экспериментальных данных для процессов плоского шлифования периферией круга и круглого наружного врезного.

В статье [3] авторами получена формула расчета температуры шлифуемой поверхности при быстродвижущемся источнике тепла, условиям которого соответствуют как процессы круглого шлифования периферией круга так и плоского:



где
$$\sqrt{\frac{x}{\lambda \pi}} + \sqrt{\frac{y}{\lambda \pi}} = \sqrt{\frac{q}{\lambda \pi}}$$

Максимальный нагрев шлифуемой поверхности имеет место во время выхода ее из зоны контакта т.е. при времени наблюдения за температурой τ равным времени действия источника тепла τ_1 . При этом максимальная температура будет на поверхности и в середине источника по ширине, т.е. при $x = 0$ и $y = 0$.

Рассматривая нагрев только за время пребывания поверхности заготовки в зоне контакта с кругом можно не учитывать теплоотдачу охлаждением, т.к. СОЖ практически не поступает в зону контакта, а если и учитывать, то различие в расчете максимальной температуры не превышает 2% [3]. Таким образом можно в (1) принять $\alpha = 0$.

После подстановки в (1) $x = 0$, $y = 0$ и $\alpha = 0$ получаем:

$$T_{max} = \frac{q a}{\lambda \pi} \int_0^{\tau_1} \frac{e^{-\frac{B}{\sqrt{4t}}} \sqrt{4t}}{\sqrt{4t}} dt, \quad (2)$$

где B – ширина шлифования.

Интеграл в (2) можно заменить на $\int_0^{\tau_1} \frac{1}{\sqrt{\tau_1 - t}} dt$ что показано на распечатке расчета рис. 1 в пакете «Mathcad».

Таким образом получаем:

$$T_{max} = \frac{q a}{\lambda \pi} \int_0^{\tau_1} \frac{dt}{\sqrt{\tau_1 - t}} \quad (3)$$

Интеграл в (3) берется в явном виде и получаем

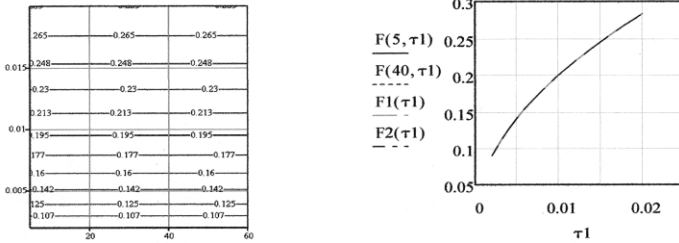
$$T_{max} = \frac{q a}{\lambda \pi} \sqrt{\tau_1}, \quad (4)$$

где q – плотность теплового потока от работы шлифования; a, λ – коэффициенты температуро- и теплопроводности.

$$B := 5, 6..60 \quad \tau_1 := 0.002, 0.003..0.02 \quad a := 5$$

$$F_{\lambda a}(B, \tau_1) := \int_0^{\tau_1} \frac{\operatorname{erf}\left[\frac{B}{2\sqrt{4\cdot a\cdot(\tau_1 - t)}}\right]}{\sqrt{\tau_1 - t}} dt \quad F1(\tau_1) := \int_0^{\tau_1} \frac{1}{\sqrt{\tau_1 - t}} dt \quad F2(\tau_1) := 2\sqrt{\tau_1}$$

M := CreateMesh(F, 5, 60, 0.002, 0.02, 10, 10)



M

Рисунок 1 – Анализ интеграла в формуле (2)

В (4) следует учесть тепло уносимое стружкой. Оно может быть учтено величиной β - долей тепла от работы шлифования. Поэтому (4) с учетом β имеет следующий вид:

$$T_{\max} = \frac{2\beta q \sqrt{\tau_1}}{\lambda a} \quad (5)$$

Величину β можно рассчитать по данным [2]

$$\beta = \sqrt{\frac{4V_z}{L a \pi}} \quad (6)$$

где h - глубина шлифования; V_z - скорость заготовки; L - длина дуги контакта.

В свою очередь $L = \sqrt{D_e h}$, где $D_e = \frac{D_k}{1 + \frac{D_k}{d_z}}$, D_k – диаметр круга, d_z - диаметр заготовки. Эквивалентный диаметр D_e используется при круглом шлифовании, при плоском шлифовании $D_e = D_k$.

Подставив L в (6) получим

$$\beta \lambda \sqrt{\frac{V_z}{D \lambda \alpha L}} \quad (7)$$

Для анализа T_{\max} согласно (4) необходимо еще рассчитывать время контакта τ_1 и q - плотность теплового потока:

$$\tau_1 = \frac{L}{V_z}, \quad (8)$$

$$q = \frac{P_z \cdot V_{\kappa}}{L}, \quad (9)$$

где P_z – окружная составляющая силы резания на 1мм высоты круга;
 V_{κ} - скорость круга (шлифования)

Для круглого врезного наружного шлифования силу P_z (в Ньютонах) можно рассчитать по формуле, полученной в станочной лаборатории опытно-конструкторского бюро шлифовальных станков Харьковского станкостроительного производственного объединения Ходаковым Л.В. и Степановым М.С.

$$P_z = \frac{2.84 \cdot 10^{-4} \cdot H \cdot z \cdot V_{\text{non}}}{V_z \cdot S_{pr} \cdot t_{pr}} \quad (10)$$

где σ_B – предел прочности материала заготовки при температуре 600°С, кгс/мм²; H и z - звуковой индекс (ГОСТ 18118-72) и зернистость шлифовального круга соответственно; V_{non} – скорость поперечной (врезной) подачи, мм/мин; V_z – скорость вращения заготовки, м/мин; S_{pr} – продольная скорость правки алмазным карандашом, мм/мин; t_{pr} – глубина правки, мм.

Эксперименты выполнялись на станке 3А151 с кругом диаметром 750мм при шлифовании заготовок диаметром 100мм.

Поскольку обычно фазы цикла врезного шлифования определяются скоростью V_{non} , то влияние V_z на T_{\max} следует анализировать одновременно с влиянием и V_{non} на T_{\max} . При этом следует проанализировать влияние V_z и V_{non} на каждый параметр T_{\max} согласно (5), т.е. на P_z , β , q и τ_1 , а затем и суммарное влияние V_z и V_{non} на T_{\max} .

Расчет и анализ производим для следующих неизменных условий:

$\sigma_B = 22$ кгс/мм², $H=1,38$, $z=16$, $S_{pr}=150$ мм/мин, $t_{pr}=0,01$ мм, $D_{\kappa}=750$ мм,

$d_z=100$ мм, $a=5$ мм²/с, $\lambda = 0,0226 \frac{\text{Дж}}{\text{ммс} \cdot \text{град}}$ Эти условия соот-

ветствуют шлифованию стали 40х кругом 24А16НСМ1К. Все двумерные за-

ВИСИМОСТИ $P_z(V_{non}, V_z)$, $L(V_{non}, V_z)$, $\beta(V_{non}, V_z)$, $h(V_{non}, V_z)$, $\tau_1(V_{non}, V_z)$ и $T_{max}(V_{non}, V_z)$ приведены на распечатках их расчета на рис. 2 и 3. Варьируемые значения V_{non} (0,3... 4) мм/мин, $V_z = (30... 120)$ м/мин.

$\sigma_b := 22$ $\frac{H}{W} := 1.38$ $Z := 16$ $Spr := 150$ $tpr := 0.01$

$V_{non} := 0.3, 0.31.. 4$ $Dk := 750$ $dz := 100$ $Vk := 50$ $a := 5$ $\lambda := 0.0226$

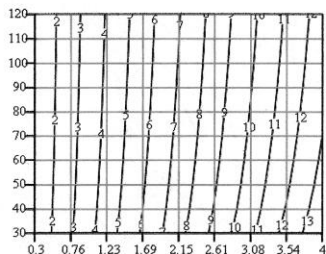
$V_z := 30, 40.. 120$ $P_z(V_{non}, V_z) := 2.254 \cdot \frac{\sigma_b^{0.342} \cdot H^{0.258} \cdot V_{non}^{0.945}}{Z^{0.051} \cdot V_z^{0.073} \cdot Spr^{0.073} \cdot tpr^{0.026}}$

$M := \text{CreateMesh}(P_z, 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)$

$De := \frac{Dk}{1 + \frac{Dk}{dz}}$ $De = 88.235$

$h(V_{non}, V_z) := \frac{\pi \cdot dz \cdot V_{non}}{V_z \cdot 1000}$

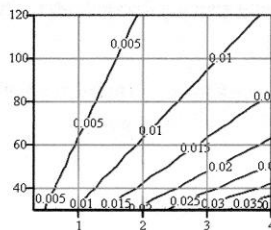
$M1 := \text{CreateMesh}(h, 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)$



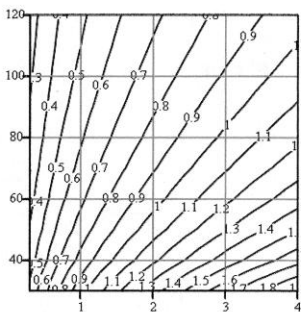
M

$L(V_{non}, V_z) := \sqrt{\frac{De \cdot \pi \cdot dz \cdot V_{non}}{V_z \cdot 1000}}$

$M2 := \text{CreateMesh}(L, 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)$



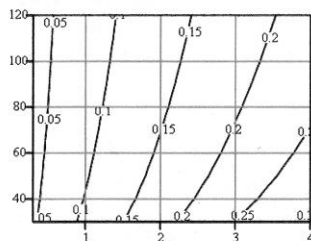
M1



M2

$\beta(V_{non}, V_z) := \sqrt{\frac{V_z \cdot 10^3}{15 \cdot a \cdot \pi \cdot \sqrt{De}} \cdot \left(\frac{\pi \cdot De \cdot V_{non}}{V_z \cdot 10^3} \right)^{1.5}}$

$M3 := \text{CreateMesh}(\beta, 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)$



M3

Рисунок 2 – Влияние V_{non} и V_z на P_z , h , β

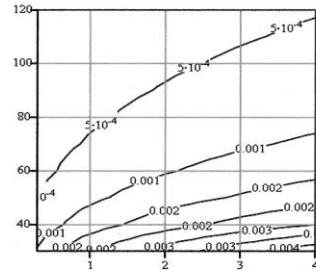
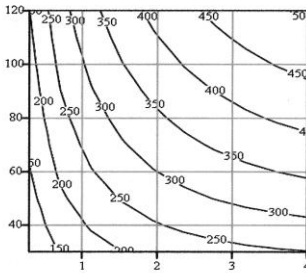
Если обратиться к формуле (5) то видно, что T_{\max} определяется величиной плотности теплового потока идущего в обрабатываемую поверхность $q(1-\beta)$ и временем контакта τ_1 . Проанализируем влияние V_z на эти параметры. Тепловой поток растет с ростом V_z , чему способствует незначительный рост силы P_z (см. двумерный массив M_1 (рис.2), уменьшение длины дуги контакта L (массив M_2) и доли тепла β переходящего в стружку (массив M_3). Вследствие этого тепловой поток в заготовку с ростом V_z с 30 м/мин до 120 м/мин увеличивается почти в два раза (массив M_4 рис.3).

$$q(V_{\text{non}}, V_z) := \frac{P_z(V_{\text{non}}, V_z) \cdot (1 - \beta(V_{\text{non}}, V_z)) \cdot V_k}{L(V_{\text{non}}, V_z)}$$

$$\tau_1(V_{\text{non}}, V_z) := \frac{L(V_{\text{non}}, V_z)}{V_z \cdot 10^3} \cdot 60$$

M4 := CreateMesh(q, 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)

M5 := CreateMesh(τ_1 , 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)

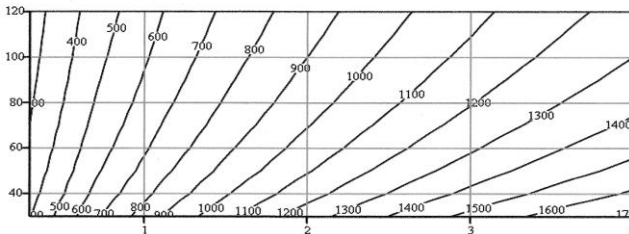


M4

M5

$$T_{\max}(V_{\text{non}}, V_z) := \frac{2 \cdot q(V_{\text{non}}, V_z) \cdot \sqrt{a}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{\tau_1(V_{\text{non}}, V_z)}$$

M6 := CreateMesh(T_{\max} , 0.3, 4, 30, 120, 10, 10)



M6

$$q(1, 30) = 172.869$$

$$\sqrt{\tau_1(1, 30)} = 0.044$$

$$q(1, 80) = 269.831$$

$$\sqrt{\tau_1(1, 80)} = 0.021$$

Рисунок 3 – Влияние $V_{\text{поп}}$ и V_z на q , τ_1 , T_{\max}

Однако время контакта в степени 0,5 уменьшается в большей степени чем рост q . Это хорошо видно на распечатке значений q и $\sqrt{\tau_1}$ в нижней части рис.3. При $V_{non} = 1$ мм/мин с ростом V_z с 30 м/мин до 80 м/мин тепловой поток вырос с $172,8 \frac{\text{Дж}}{\text{мм}^2 \cdot \text{с}}$ до $269,8 \frac{\text{Дж}}{\text{мм}^2 \cdot \text{с}}$, т.е в 1,56 раза. При этом $\sqrt{\tau_1}$ при тех же значениях V_{non} и V_z уменьшится более чем в два раза.

Таким образом, время контакта τ_1 оказывает более сильное влияние на T_{\max} , чем плотность теплового потока, и рост скорости вращения детали V_z ведет к уменьшению температуры T_{\max} на поверхности детали (массив Мб. рис.3). При этом следует заметить, что характер и степень влияния скорости вращения заготовки на T_{\max} практически неизменны для всего диапазона поперечных подач V_{non} .

Возникает вопрос - является ли такая закономерность общей для различных видов шлифования.

Анализ влияния V_z на T_{\max} при плоском шлифовании выполнен на основе результатов экспериментального определения силы резания P_z (кгс) на миллиметр высоты круга при шлифовании стали У8А кругом диаметром 200мм 25А25СМ24К2 при скорости круга 30 м/с [2]. В экспериментах варьировалась скорость заготовки V_z в пределах (3...12) м/мин и глубина шлифования h в пределах (0,01...0,05) мм.

На основе приведенных данных [2] сформирована матрица условий опытов X для аппроксимации результатов опытов (вектор-столбец Y) полиномом 2-ой степени (рис.4). Второй и третий столбцы матрицы X это скорость заготовки V_z и глубина h соответственно.

$$X := \begin{pmatrix} 1 & 3 & 0.01 & 9 & 1 \cdot 10^{-4} & 0.03 \\ 1 & 3 & 0.03 & 9 & 9 \cdot 10^{-4} & 0.09 \\ 1 & 3 & 0.05 & 9 & 25 \cdot 10^{-4} & 0.15 \\ 1 & 6 & 0.01 & 36 & 1 \cdot 10^{-4} & 0.06 \\ 1 & 6 & 0.03 & 36 & 9 \cdot 10^{-4} & 0.18 \\ 1 & 6 & 0.05 & 36 & 25 \cdot 10^{-4} & 0.3 \\ 1 & 9 & 0.01 & 81 & 1 \cdot 10^{-4} & 0.09 \\ 1 & 9 & 0.03 & 81 & 9 \cdot 10^{-4} & 0.27 \\ 1 & 9 & 0.05 & 81 & 25 \cdot 10^{-4} & 0.45 \\ 1 & 12 & 0.01 & 144 & 1 \cdot 10^{-4} & 0.12 \\ 1 & 12 & 0.03 & 144 & 9 \cdot 10^{-4} & 0.36 \\ 1 & 12 & 0.05 & 144 & 25 \cdot 10^{-4} & 0.6 \end{pmatrix}$$

$$Y := \begin{pmatrix} 0.05 \\ 0.15 \\ 0.29 \\ 0.1 \\ 0.3 \\ 0.5 \\ 0.14 \\ 0.46 \\ 0.73 \\ 0.2 \\ 0.6 \\ 1.0 \end{pmatrix}$$

$$B := (X^T X)^{-1} \cdot (X^T \cdot Y)$$

$$B = \begin{pmatrix} 6.354 \times 10^{-3} \\ -6.639 \times 10^{-3} \\ 1.187 \\ 5.556 \times 10^{-4} \\ -3.125 \\ 1.558 \end{pmatrix}$$

$$Y1 := X \cdot B$$

	0
0	0.05
1	0.164
2	0.277
3	0.092
4	0.3
5	0.506
6	0.143
7	0.445
8	0.744
9	0.205
10	0.6
11	0.993

$$Y1 =$$

	0
0	0.05
1	0.15
2	0.29
3	0.1
4	0.3
5	0.5
6	0.14
7	0.46
8	0.73
9	0.2
10	0.6
11	1

$$Y =$$

Рисунок 4 – Аппроксимация экспериментальной зависимости $P_z(V, h)$, (кгс/мм) при плоском шлифовании

Вектор столбец коэффициентов модели B получен методом наименьших квадратов по формуле приведенной на рис.4. Сравнение экспериментальных данных (вектор Y) с рассчитанными по модели (вектор $Y1$) показывает очень хорошее совпадение результатов (см. рис.4).

Модель силы резания $P_z(V_z, h)$ в виде полинома 2-ой степени приведена в верхней части рис. 5. На этом же рисунке приведены зависимости $\beta(V_z, h)$, $q(V_z, h)$, $\tau_1(V_z, h)$ и $T_{\max}(V_z, h)$.

Обратимся сразу к конечному результату, т.е. зависимости максимальной температуры T_{\max} от V_z (массив M_4 , рис.5). Из него видно, что рост скорости заготовки V_z ведет к увеличению максимальной температуры поверхности детали.

Таким образом, получено противоположное влияние скорости заготовки на T_{\max} в сравнении с круглым врезным шлифованием.

В нижней части рис.5 приведены расчеты двух важнейших параметров q и $\sqrt{\tau_1}$ определяющих T_{\max} согласно (5) при $h=0,03$ мм с изменением V_z от 3 м/мин до 12 м/мин. Из этих результатов видно, что изменение V_z увеличивает q с $196,017 \frac{\text{Дж}}{\text{мм}^2 \cdot \text{с}}$ до $65,3 \frac{\text{Дж}}{\text{мм}^2 \cdot \text{с}}$, т.е. более чем в 3 раза. Величина $\sqrt{\tau_1}$ при таких же условиях уменьшалась всего в два раза.

Таким образом, при плоском шлифовании рост скорости подачи V_z в большей степени увеличивает тепловой поток в деталь q , чем уменьшает время его действия - τ_1 . Такое принципиальное различие во влиянии V_z на T_{\max} анализируемых видов шлифования объясняется следующим. Увеличение скорости вращения заготовки при круглом врезном шлифовании ведет не только к уменьшению времени пробега заготовкой пути длиной L – длиной дуги контакта, но, что особенно важно, к уменьшению этого пути, т.е. к уменьшению длины дуги контакта (см. рис.2, массив М2).

Это результат, того что с ростом V_z при непрерывной и неизменной врезной подаче V_{non} с увеличением V_z естественно автоматически уменьшается подача на оборот, т.е. h (см. рис.2, массив М1).

Таким образом, увеличение V_z не только уменьшает время пробега заготовкой какого-то пути L но и укорачивает этот путь.

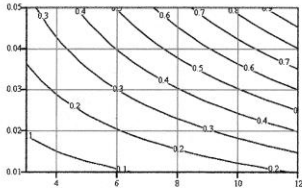
При плоском шлифовании путь, т.е. дуга контакта, при увеличении скорости V_z не укорачивается. Длина дуги контакта остается неизменной определяемой неизменно заданной глубиной шлифования и диаметром круга.

Поэтому степень влияния V_z на время контакта τ_1 в сравнении с влиянием ее на плотность теплового потока q значительно меньше, чем при круглом врезном шлифовании.

$$P_z(V_z, h) := 6.354 \cdot 10^{-3} - 6.639 \cdot 10^{-3} \cdot V_z + 1.187 \cdot h + 5.556 \cdot 10^{-4} \cdot V_z^2 - 3.125 \cdot h^2 + 1.558 \cdot V_z \cdot h$$

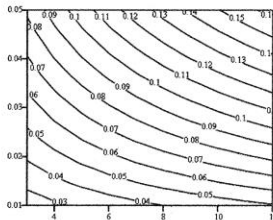
$$M := \text{CreateMesh}(P_z, 3, 12, 0.01, 0.05, 10, 10)$$

$$Dk := 200 \quad a := 7.5 \quad Vk := 30$$



$$\beta(V_z, h) := h \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot V_z \cdot 10^3}{60 \cdot \sqrt{Dk} \cdot h \cdot a \cdot \pi}}$$

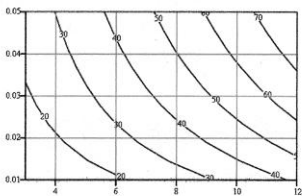
$$M1 := \text{CreateMesh}(\beta, 3, 12, 0.01, 0.05, 10, 10)$$



M

$$q(V_z, h) := \frac{P_z(V_z, h) \cdot 10 \cdot (1 - \beta(V_z, h)) \cdot V_k}{\sqrt{Dk} \cdot h}$$

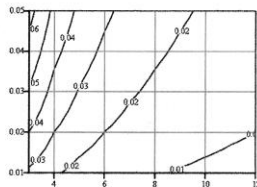
$$M2 := \text{CreateMesh}(q, 3, 12, 0.01, 0.05, 10, 10)$$



M1

$$\tau_1(V_z, h) := \frac{\sqrt{Dk} \cdot h}{V_z \cdot 10^3} \cdot 60$$

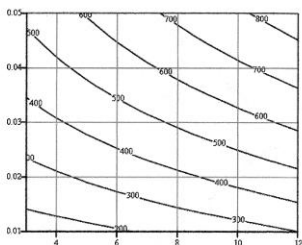
$$M3 := \text{CreateMesh}(\tau_1, 3, 12, 0.01, 0.05, 10, 10)$$



M2

$$T_{max}(V_z, h) := \frac{2 \cdot q(V_z, h) \cdot \sqrt{a}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{\tau_1(V_z, h)}$$

$$M4 := \text{CreateMesh}(T_{max}, 3, 12, 0.01, 0.05, 10, 10)$$



M3

$$q(3, 0.03) = 19.017 \quad q(12, 0.03) = 65.317$$

$$\sqrt{\tau_1(3, 0.03)} = 0.221 \quad \sqrt{\tau_1(12, 0.03)} = 0.111$$

M4

Рисунок 5 – Зависимости $P_z(V_z, h)$, $\beta(V_z, h)$, $q(V_z, h)$, $\tau_1(V_z, h)$ и $T_{max}(V_z, h)$ при плоском шлифовании

Анализ сравниваемых процессов шлифования позволят сделать выводы относительно других его видов. В частности процесс круглого продольного шлифования отличается от круглого врезного шлифования, тем, что скорость

вращения заготовки не влияет на глубину шлифования задаваемую неизменной. Поэтому следует ожидать при круглом продольном шлифовании, так же как и при плоском шлифовании периферией круга, увеличение скорости вращения заготовки будет увеличивать температуру нагрева детали.

Если обратиться к процессу обдирочного шлифования, то он в некоторой мере похож на процесс круглого врезного шлифования. При увеличении скорости осевой подачи V_{oc} проката при его зачистке шлифованием глубина шлифования уменьшается, как и в процессе врезного круглого шлифования. Это связано с тем, что процесс обдирочного шлифования реализует упругую схему шлифования, т.е. с постоянным усилием прижима круга к прокату. Поэтому естественно при неизменном усилии прижима круга к прокату с изменением V_{oc} меняется и глубина шлифования h . Это подтверждают экспериментальные данные приведенные в монографии Сталинского Д.В. [4]. Таким образом, следует ожидать, что увеличение скорости осевой подачи проката V_{oc} будет, как и при врезном шлифовании, уменьшать время контакта круга с прокатом как за счет абсолютно большей скорости V_{oc} , так и за счет уменьшения длины дуги контакта, которая уменьшается с уменьшением глубины шлифования h .

Следовательно, рост V_{oc} должен способствовать уменьшению температуры шлифования, что также подтверждается результатами исследований в [4].

На основании изложенного можно сделать следующий вывод, что в процессах шлифования, в которых увеличение скорости перемещения заготовки V_z уменьшает глубину шлифования, приводит к уменьшению температуры шлифуемой поверхности. В прочих видах шлифования, в которых увеличение V_z не изменяет глубину шлифования, это увеличение V_z ведет к увеличению температуры шлифуемой поверхности.

Список использованных источников: 1. Лурье Г.Б. Шлифование металлов. Из-во «Машиностроение», Москва, 1969, 175 с. 2. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. Москва, «Машиностроение», 1978, 167 с. 3. Сизый Ю.А., Степанов М.С. Математическое моделирование температурного поля в шлифуемой заготовке периферией круга. «Восточно-европейский журнал передовых технологий», №2(8), 2004. с.52-63. 4. Сталинский Д.В. Теория и методы проектирования технологии обдирочного шлифования. Харьков, «Рубикон», 2001, 230 с.

Поступила в редколлегию 11.06.2012