

Ю.А. Сизый, д-р техн. наук, Э.Г. Чайка, канд. техн. наук,  
А.Н. Ушаков, канд. техн. наук,  
Д.В. Сталинский, д-р техн. наук, Харьков, Украина

## **ТЕМПЕРАТУРА ПОВЕРХНОСТИ ОБРАБОТАННОЙ ШЛИФОВАНИЕМ КАК РЕЗУЛЬТАТ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОГО РЕЗАНИЯ ЕДИНИЧНЫМИ АБРАЗИВНЫМИ ЗЕРНАМИ**

*У статті представлена кінцево-різницева модель нагрівання поверхні оброблюваної шліфуванням як результат послідовного різання одиничними абразивними зернами. Показано великий вплив розмірів площадки зношування зерен на температуру поверхні.*

*В статье представлена конечно-разностная модель нагрева поверхности обрабатываемой шлифованием как результат последовательного резания единичными абразивными зернами. Показано большое влияние размеров площадки износа зерен на температуру поверхности.*

*In this article the model of heating surface of process of grinding as a result of cutting by single grains are considered. A big influence the size of frank wear in grains on the temperature of surface after grinding are showed.*

*Введение.* В статье [1] рассмотрена конечно-разностная модель теплофизики резания единичными абразивными зернами. В этой модели реализуется схема резания единичным зерном, когда срезаемый слой металла представляется набором тонких адиабатических стержней.

Каждый стержень, проходя через зону контакта с шлифовальным кругом подвергается многократному резанию последовательно режущими след в след абразивными зернами. В [1] рассматривается пример моделирования температурного поля в детали из стали X18H10T при шлифовании на станке 3M161 кругом диаметром 750 мм заготовки диаметром 100 мм со скоростью резания 50 м/с, скоростью подачи 0.833 м/с и глубиной резания 0.02 мм.

Геометрический образ модели очень простой - это стержень, разбитый на элементы, которые определяются размером вдоль стержня, т.е. по оси X, и местом его на стержне, т.е. либо номером с отсчетом от начала стержня, либо координатой по оси X. При входе стержня состоящего из обрабатываемого материала на плоскость сдвига он "автоматически" продлевается в стружку и абразивное зерно. Поскольку теплофизические константы электрокорунда близки к стали, то стержень принимается однородным и адиабатическим, что обосновывается в [3].

Принималось, что каждое режущее в след предыдущему зерну режет с постоянной толщиной среза и тепловой поток от работы деформации сосредоточенный на плоскости сдвига прилагается периодически через время

$t_{mp}$  между резами в постоянном месте на стержне и с постоянной толщиной среза  $a_z$ .

Однако в статье [4] показано, что при перемещении стержня через зону контакта он подвергается резанию с различной, уменьшающейся от реза к резу, толщиной среза и продолжительностью реза. Результаты расчета количества резов  $n$  при максимальной толщине  $a_{zmax}=0.005$  мм каждого реза, времени перерезания стержня  $\tau_{i1}$ , толщины среза на стержне  $a_{zi}$ , скорости  $V_i$  перемещения плоскости сдвига по стержню и оставшейся высоты стержня  $X_i$  при каждом  $i$ -ом резе получены в [4] и представлены в настоящей статье в табл.1. Таким образом следует существенно скорректировать разработанную в [1] конечно-разностную модель, что и представлено в настоящей статье.

Таблица 1 – Параметры резания каждым  $i$ -ым зерном

$i$ – номер реза	$X_i$ , мм	$a_{zi}$ , мм	$\tau_{i1}$ , сек
0	0.02	0.005	$2.6432 \cdot 10^{-7}$
1	0.014998	0.0042818	$2.667 \cdot 10^{-7}$
2	0.010715	0.0035637	$1.88968 \cdot 10^{-7}$
3	0.00715	0.0028456	$1.511194 \cdot 10^{-7}$
4	0.004305	0.002127	$1.131551 \cdot 10^{-7}$
5	0.0021776	0.00140939	$0.75075 \cdot 10^{-7}$
6	0.0007681	0.000691314	$0.3688 \cdot 10^{-7}$

Кроме этого в настоящей статье учтены и результаты исследования [5] баланса тепла от работы деформации на плоскости сдвига и работы трения на задней поверхности зерна. В этой работе показано, что тепло от движущегося с большой скоростью источника тепла (плоскости сдвига) вдоль стержня вглубь обрабатываемого материала ведет к преимущественному накоплению тепла в стружке и зерне, но через мгновение, измеряемое  $(1...2) \cdot 10^{-10}$  с. тепло, накопившееся в стружке и зерне, перетекает в обрабатываемый материал, распределяясь поровну между ним и стружкой с зерном. Такая обнаруженная особенность резания единичным зерном с площадкой износа позволяет принять распределение тепла от работы деформации в равных долях между зерном со стружкой и обрабатываемой поверхностью. При этом в [5] показано, что движущийся с большой скоростью источник тепла вдоль стержня можно с большой точностью заменить на непрерывно-действующий источник тепла в течении времени  $\tau_{i1}$ . Также важно отметить, что симметричное распределение тепла между обрабатываемой поверхностью и зерном со стружкой после прекращения действия работы деформации позволяет автоматически учитывать охлаждение обрабатываемого материала только за счет его теплопроводности. Торец стержня после удаления с него срезанного слоя становится при симметричном распределении тепла на нем адиабатическим, не отдающим тепло в окружающую среду кроме как в

обрабатываемую поверхность за счет ее теплопроводности. Таким образом не учитывается теплоотдача от обрабатываемой поверхности конвективным теплообменом с окружающей средой.

В представленной в настоящей статье модели тепло от работы трения на задней поверхности зерна распределяется равномерно между зерном и обрабатываемой поверхностью. Такое распределение противоречит взглядам на данный факт других исследователей и в частности [2]. Распределение это обычно [6,7] определяют из условия равенства средних температур на движущемся и неподвижном элементах пары трения. Эта методика расчета баланса тепла применялась и нами в работе [8]. Такое решение задачи баланса тепла от работы трения справедливо, если "бегущий" элемент пары трения движется по "холодной" поверхности, т.е. по поверхности нагреваемой только за счет трения. Однако в случае трения задней поверхности зерна надо учесть, что она движется по поверхности уже нагретой работой деформации на плоскости сдвига. Поэтому как зерно, так и поверхность, по которой оно скользит, нагреты примерно равномерно и тепло, выделяемое от трения также будет распределяться равномерно, что применяется нами в [9].

#### *Постановка задачи моделирования*

Итак, ставится задача разработать конечно-разностную модель теплофизики резания абразивными зёрнами адиабатического стержня, представленному в модели набором элементов с какими-то размерами  $\Delta h_i$  вдоль стержня (по оси X). При этом место приложения источника тепла от работы деформации и трения с каждым резом должно дискретно смещаться по оси X, т.е. прикладываться к стержню на каком-то расстоянии  $X_i$  от поверхности готовой детали. Время действия источника тепла от работы деформации  $\tau_{ii}$  с каждым  $i$ -ым резом уменьшается, как и при этом толщина среза  $a_{zi}$ . Источник тепла от работы деформации (плоскость сдвига) можно принять неподвижным и непрерывно действующим в течение времени  $\tau_{ii}$  (о чем выше уже говорилось) и в обрабатываемую поверхность направлять только половину тепла от деформации. Такую задачу можно решить, создав "барьер" перетеканию тепла деформации в зерно путем назначения коэффициентов теплопроводности элемента стержня, контактирующего с обрабатываемой поверхностью близким к нулю. Такой барьер создается только в том месте стержня, где действуют источники тепла от работы деформации и трения. Этим самым как бы отсекается от стержня участок, моделирующий стружку и зерно. Они уносят с собой накопившееся в них тепло.

#### *Конечно-разностная модель*

Математическую постановку решаемой задачи можно представить одномерным уравнением теплопроводности и граничными условиями применительно к параметрам резания согласно табл. 1:

$$\frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial X} \left( a(T(x)) \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} \right), \quad (1)$$

$$q(x,t) = \lambda T \frac{\partial T}{\partial x} = \begin{cases} q_p(X_i) \text{ при } t_i < t \leq t_i + \tau_{li}; \\ q_p(X_6) = 0; \\ q_{tp}(X_i) \text{ при } t_i + \tau_{li} < t < t_i + \tau_{li} + \tau_{tp}; \\ q_{tp}(X_6) \text{ при } t_6 + \tau_{l6} < t < t_6 + \tau_{tp}; \end{cases}$$

$$T \pm \infty, t = 20^\circ C;$$

где  $i = 0, 1, \dots, 6$  номер реза;  $q_p(X_i)$  - тепловой поток от работы деформации на плоскости сдвига;  $q_{tp}(X_i)$  - тепловой поток от работы трения на задней поверхности зерна;  $q_{tp(X6)} = \frac{q_{tp(Xi)}}{2}$ ;  $t_i = t_{mp} \cdot i$ ;  $t_i$  - время начало  $i^{20}$  реза;  $t_{mp}$  - время между резами;  $\tau_{li}$  - время работы пластической деформации при  $i^{20}$  резе;

$$X_i = h - \sum_{i=0}^i a_{zi},$$

где  $X_i$  - координата места реза на оси  $X$ ;  $h$  - глубина резания ( $h=0.02$  мм);  $a_{zi}$  - толщина среза на стержне при  $i^{20}$  резе;  $a$  - коэффициент температуропроводности;  $\lambda$  - коэффициент теплопроводности.

Из граничных условий видно, что на последнем шестом резе тепловой поток от работы деформации равен нулю. Это означает, что зерно при шестом резе не срезает стружку, т.к. глубина резания  $a_{z6}$  меньше микрометра (см. табл.1) и зерно только скользит по обрабатываемой поверхности. При этом действует только тепловой поток от работы трения. Поскольку нам не известно нормальное контактное напряжение на задней поверхности, когда зерно только скользит не снимая стружки, то принимаем, что оно изменяется от нуля, при касании зерна обрабатываемой поверхности, до значения равного нормальному напряжению на плоскости сдвига, когда зерно режет. Поэтому среднее контактное напряжение на задней поверхности при отсутствии резания будет в два раза меньше контактного напряжения при резании. Таким образом, для последнего зерна (шестого) тепловой поток от трения  $q_{tr(X6)}$  будет в два раза меньше  $q_{tr(Xi)}$ .

Отработка геометрического образа модели показала, что размер  $h_i$  элемента стержня в местах, где действуют источники тепла должен быть не более 0.25 мкм. Поэтому весь участок стержня длиной равной глубине шлифования 0.02 мм разбиваем на  $0.02/0.00025=80$  элементов. Участок стержня идущий вглубь готовой детали разбиваем на участки с бо́льшими

значениями  $h_i$  и общую длину стержня принимаем из условия, что конец стержня не нагревается теплом от резания, т.е. имеет неизменно температуру окружающей среды  $+20^\circ \text{C}$ . Этим самым как бы стержень моделируется бесконечным. Таким образом, общий размер стержня определен при отработке модели.

На рис.1. приведена геометрическая модель стержня. На этом рисунке стержень выделен жирными вертикальными линиями и также жирными горизонтальными линиями между поверхностями заготовки и детали выделены участки стержня, куда последовательно для каждого номера реза подводится тепловой поток от работы деформации  $q_p$  и трения  $q_{тр}$ . Весь стержень между поверхностями заготовки и детали разбит на элементы толщиной  $h_1=0.25 \text{ мкм}$ .

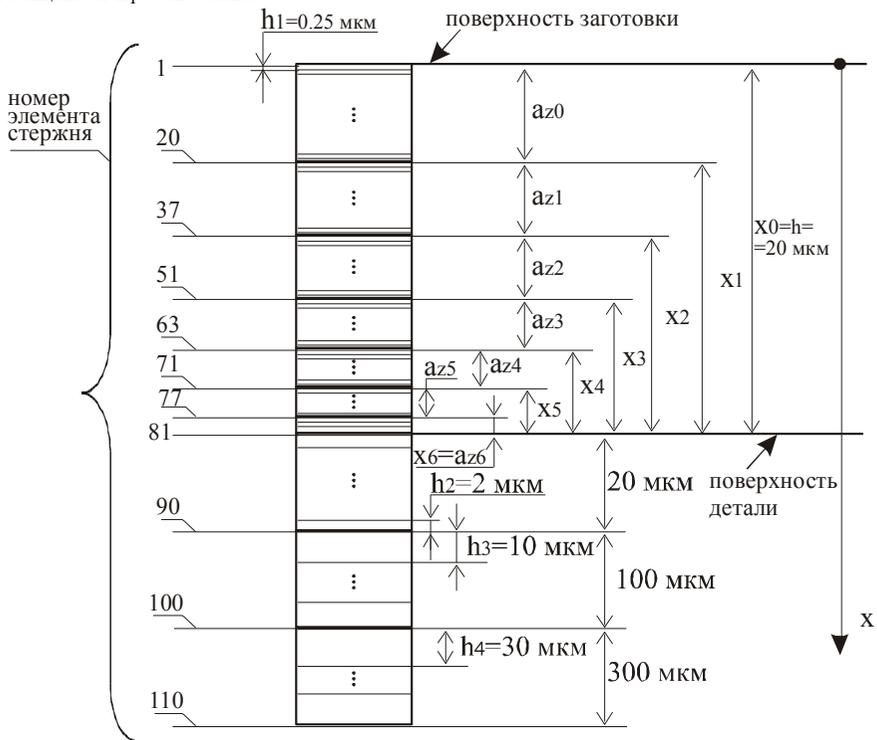


Рисунок 1 – Геометрическая модель стержня

Величина слоя, срезаемого  $i^{blm}$  зерном со стержня равна  $a_{zi}$  и номер элемента стержня куда подводится  $q_{pi}$  и  $q_{tri}$  рассчитывается:

$$i = \frac{X_i}{h_1} = \frac{h - \sum_{i=1}^i a_{zi}}{h_1} \quad (2)$$

Значения  $X_i$  и  $a_{zi}$  приведены в табл 1. Полученные из (2) номера элементов, куда вводится тепловой поток обозначены слева от стержня. Размеры элементов, расположенных ниже поверхности детали выбираем значительно бо́льшими, чем  $h_1$  постепенно увеличивая их:  $h_2=2$  мкм,  $h_3=10$  мкм,  $h_4=30$  мкм и число их таково, чтобы на последнем элементе стержня  $i=110$  температура его практически не изменялась от температуры окружающей среды, равной  $20^\circ$  С. В дальнейшем это будет подтверждено результатами моделирования.

Заменив, в (1) производные по координате  $X$  центральными конечными разностями получаем конечно-разностную модель  $i$ -го элемента стержня:

$$\frac{\partial T_i}{\partial t} = \frac{a(T_i)}{h^2} (T_{i+1} - T_{i-1} - 2T_i) \quad (3)$$

Если обозначить  $\frac{a(T_i)}{h^2} = K_i$ , то блок-схема моделирования уравнения (1)

в пакете "VisSim" [10] будет такой, как показано на рис. 2.

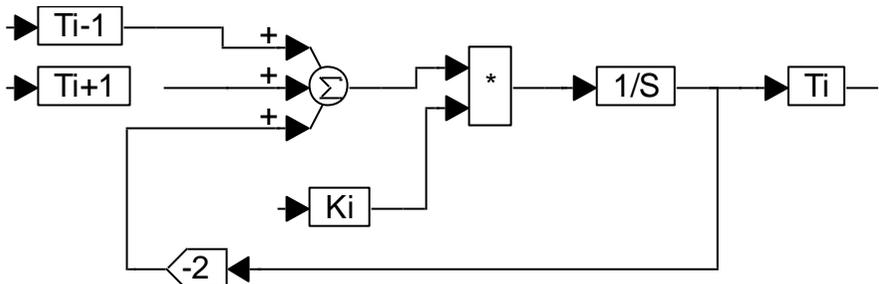


Рисунок 2 – Блок-схема моделирования уравнения

В коэффициент  $K_i$  входит значение коэффициента температуропроводности  $a(T_i)$  как функция температуры. Используя данные из [2] для стали X18H10T получена в [1] зависимость:

$$a(T) = 0.028 + 4.213 \cdot 10^5 T - 2.098 \cdot 10^{-8} \cdot T^2, \quad (4)$$

которая моделируется в пакете "VisSim".

В месте, где контактируют элементы, например  $81^{\text{-ым}}$  с  $82^{\text{-ым}}$  с различными размерами  $h_1$  и  $h_2$ , уравнение (1) для  $82^{\text{-го}}$  элемента в конечных разностях будет следующим:

$$\frac{\partial T_{82}}{\partial t} = \frac{(h_1 \cdot T_{83} - T_{82} \cdot h_1 + h_2 \cdot T_{81}) \cdot a \cdot T_{82} \cdot 2}{h_1 \cdot h_2 \cdot h_1 + h_2} = K_{82} \cdot h_1 T_{83} + h_2 T_{81} - T_{82} \cdot h_1 + h_2 \quad (5)$$

где  $K_{82} = \frac{a \cdot T_{82} \cdot 2}{h_1 \cdot h_2 \cdot h_1 + h_2}$

$a(T_{82})$  - коэффициент температуропроводности для 82-го элемента как функция его температуры согласно (4).

В пакете " VisSim " модель уравнения (5) показана на рис.3.

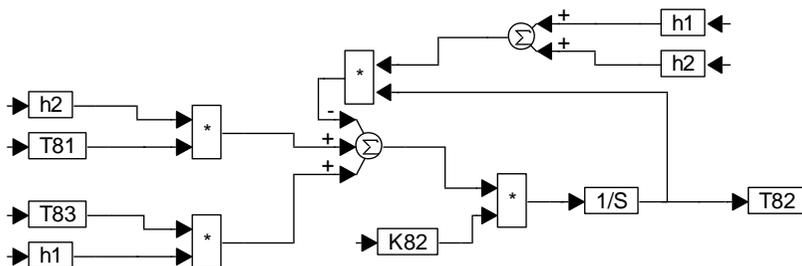


Рисунок 3 – Блок схема уравнения (5)

Подобным образом, как показано на рис.2 и рис.3 смоделированы все 110 элементов модели стержня. Для обзорности и удобства пользования моделью группы элементов собраны в "compound blocks", которым присвоены названия температур диапазона элементов. Например, "compound blocks"  $T_1 T_{37}$

Для дискретного смещения источников тепла вдоль стержня сначала присваиваем каждому резу номер, что достигается схемой показанной на рис.4. На этой схеме блок "Pulse - train" генерирует импульсы единичной амплитуды с шагом равным времени между резами. На этом рисунке шаг между резами  $t_{mp} = 0.0002137$  с и он подается на нижний вход блока "Pulse - train".

Блок задержки "unit - delay" задерживает сигнал с "Pulse - train" и добавляет к амплитуде через обратную связь единицу.

Таким образом и формируется на выходе схемы ступенчатый сигнал с величинами ступенек от 0 до 6 и шагом  $t_{mp}$ . Шаг  $t_{mp} = 0.0002137$  рассчитан в [4] для рассматриваемого примера.

Для каждого номера реза затем при помощи блока "скаляр - вектор" формируем векторы данных для  $i^{20}$  реза. Это векторы, состоящие из двух строк: первая - это номер реза, а вторая это время действия работы

деформации (время перемещения плоскости сдвига по стержню)  $\tau_{1i}$  согласно табл.1.

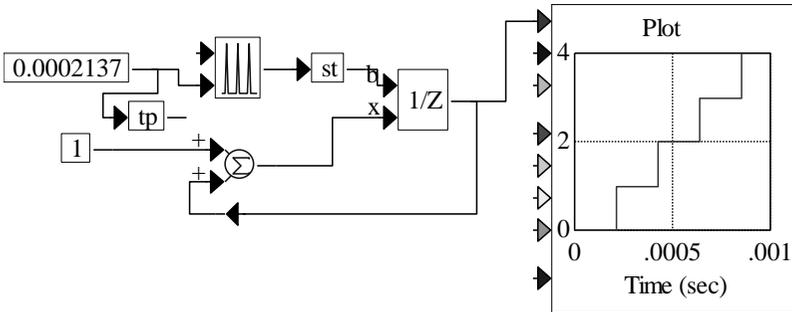


Рисунок 4 – Блок-схема дискретного смещения источников тепла

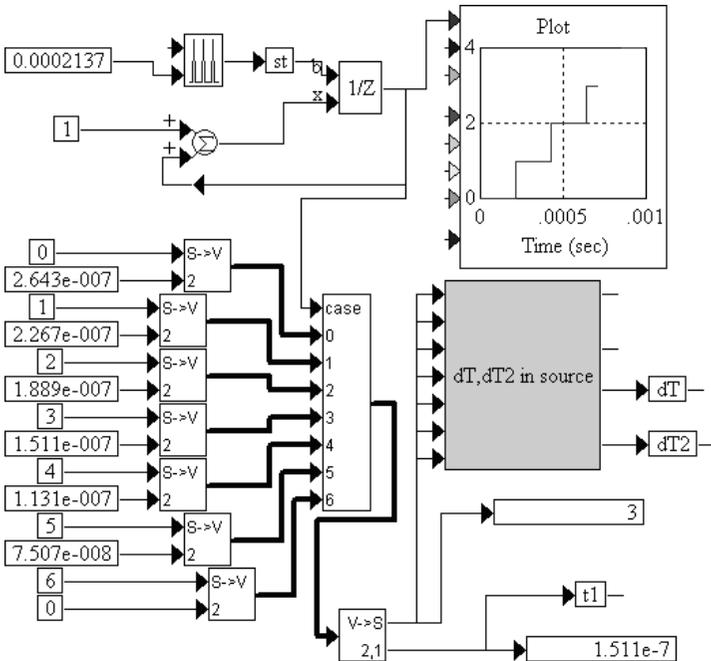


Рисунок 5 – Блок-схема входа-выхода сигналов

На рис. 5. показан набор векторов с двумя входами, первый с номером реза от 0 до 6, а второй с временем  $\tau_{1i}$ . Все эти векторы подаются на входы блока "case", который их собирает и в зависимости от номера реза, который приходит от схемы, показанной на рис.4 и также повторенный на рис.5, выдает на выход. Таким образом, выход блока "case" – это вектор с двумя

стрелками, который блоком "вектор – скаляр" выдает две скалярные величины: номер реза и время  $\tau_{i1}$ . На рис.5 видно на блоке "plot", что в настоящий момент моделирования, это время после 3<sup>го</sup> реза, при котором время работы пластической деформации  $\tau_{13}=1.511 \cdot 10^{-7}$  с.

Расчет тепловых потоков  $q_p$  и  $q_{cp}$  производится согласно ортогональной схемы резания [11] и исследований Корчака С. Н. [2], установившего зависимость между нормальным  $\sigma_s$  и касательным  $\tau_s$  напряжениями на плоскости сдвига:

$$\sigma_s = 1.5 \cdot \tau_s ,$$

а также зависимость  $\tau_s$  от  $\sigma_i$  - интенсивности напряжений на плоскости сдвига при скорости и степени деформации соответствующей шлифованию:  $\tau_s = \frac{\sigma_i}{\sqrt{3}}$ .

На основе ортогональной схемы резания и приведенных зависимостей между  $\tau_s$ ,  $\sigma_s$ , и  $\sigma_i$  в [1] получены следующие формулы для  $q_p$  и  $q_{cp}$  для скорости резания  $V=50$  м/с, переднем угле зерна  $\gamma= -45^\circ$ , угле сдвига  $\beta= 22^\circ$ , и коэффициенте трения  $\mu=0.3$ :

$$q_p = 52 \cdot \sigma_i \text{ Дж/см}^2 \cdot \text{сек}; \quad (5)$$

$$q_{cp} = 4.33 \cdot \sigma_i \text{ Дж/см}^2 \cdot \text{сек}. \quad (6)$$

Принимая во внимание результаты статьи (5) в обрабатываемую поверхность направляем половину от значений согласно формул (5) и (6).

Интенсивность напряжений  $\sigma_i$  зависит от температуры. Поэтому, пользуясь такой зависимостью  $\sigma_i(T)$ , полученной Корчаком С.Н. и аппроксимированной нами в [1] вычисляем  $\sigma_i(T)$  в "compound bloks" под названием "dT, dT2 in source", на которой подается номер реза из блока "вектор – скаляр "

V- >S

2.1

Блок "dT, dT2 in source" в развернутом виде приведен на рис.6.

Слева в этом блоке расположены сверху вниз семь блоков \* = = имеющих два входа. На верхний вход подается постоянная величина, равная одному из номеров реза. На второй нижний вход подается сигнал номера реза от блока "вектор-скаляр". Когда значения входов на блоке равно = совпадут на выходе этого блока формируется единица, которая подается на верхний вход блока "merge" и он пропускает сигнал с входа t, на который подается температура  $T_i$  блока, на котором выделяются тепловые потоки  $q_p$  и  $q_{cp}$ .

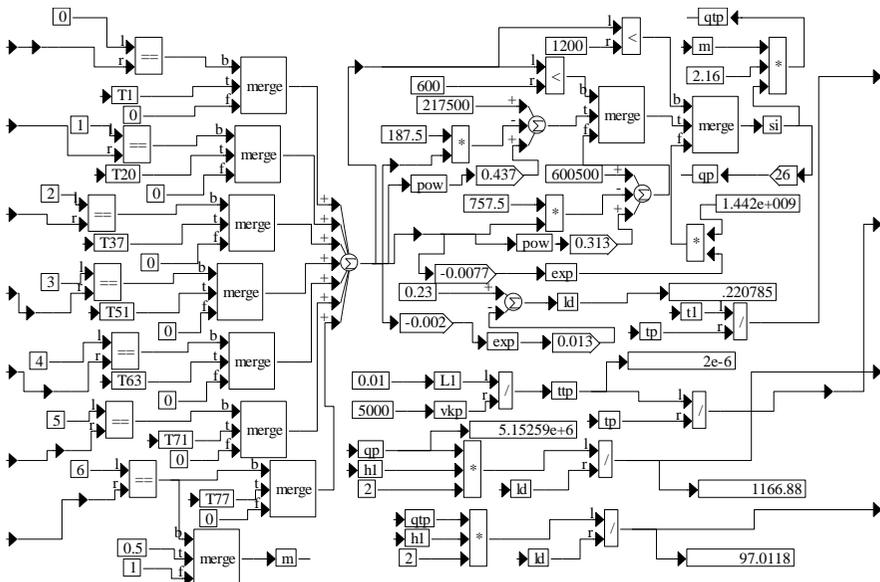


Рисунок 6 – Блок "dT, dT2 in source"

В зависимости от  $T_i$  вычисляется  $\sigma_i$ , обозначенное на рис.6 как  $S_i$ , и соответственно  $q_p=26 \cdot S_i$  и  $q_{tp}=2.16 \cdot S_i$ . Тепловые потоки задаем градиентом температур согласно известного закона Фурье:

$$q = -\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x}.$$

Если, например, тепловой поток выделяется на элементе с номером 37, то к температуре T37 добавляется температура:

$$dT = \frac{q_p \cdot h1 \cdot 2}{\lambda(T37)}, \quad (7)$$

где  $h1$  размер вдоль оси X  $37^{th}$  элемента,  $\lambda$ - коэффициент теплопроводности стали при температуре T37.

Когда действие потока  $q_p$  прекратится, на этом же элементе выделяется тепловой поток от трения  $q_{tp}$ . Для этого вычисляется температура:

$$dT2 = \frac{q_{tp} \cdot h1 \cdot 2}{\lambda(T37)}, \quad (8),$$

которая добавляется к температуре T37.

Значения  $\lambda(T)$  вычисляются также в этом блоке согласно зависимости установленной Корчаком С.Н. [2] для стали X18H10T:

$$\lambda(T) = 0.23 - 0.13 \cdot e^{-0.002 \cdot T}. \quad (9)$$

Таким образом compound blok "dT, dT2 in source" формирует температуры dT и dT2 для каждого реза в месте на стержне согласно номера реза.

Необходимо заметить, что для последнего реза номер которого 6 тепловой поток от трения  $q_{\text{тр}}$  уменьшается в два раза (умножается на коэффициент  $m=0,5$ ), а время действия теплового потока  $q_{\text{р}}$  (когда зерно не режет, а только скользит) равно нулю, что видно по второму входу на блок "скаляр-вектор" для номера реза 6. Так моделируется только трение без снятия стружки.

На рис.7 приведена блок-схема моделирования последовательного действия тепловых потоков  $q_{\text{р}}$  и  $q_{\text{тр}}$  на соответствующем элементе стержня. Начало действия теплового потока,  $q_{\text{р}}$  т.е. startcut, вычисляется как номер реза (№ cut), умноженного на время между резами  $t_{\text{р}}$ . Если время моделирования, заданное блоком моделирования времени ramp, будет больше или равно времени startcut, то на выход блока "merge" пропускается dT, а иначе ноль и этот сигнал dT пропускается через второй блок "merge" до тех пор пока время моделирования не превысит время startcut плюс  $t_1$ , где  $t_1$  время действия источника тепла на плоскости сдвига, которое для каждого реза свое, согласно табл.1., т.е. значению его на втором выходе блока "вектор-скаляр" на рис.5., которому присваивается имя  $t_1$ . После того, как время моделирования превысит время startcut +  $t_1$  начинает действовать тепловой поток от трения и он действует в течение времени  $t_{\text{tp}}$ , которое рассчитывается в блоке "dT, dT2 in source", показанном на рис.6, делением величины площадки износа  $L1$ , см на скорость резания  $V_k=5000$  см/с. Таким образом на элементе, на котором выделяются тепловые потоки  $q_{\text{р}}$  и  $q_{\text{тр}}$  формируется последовательное добавление температуры dT и dT2 к температуре этого элемента и этому сигналу присваивается имя flow.

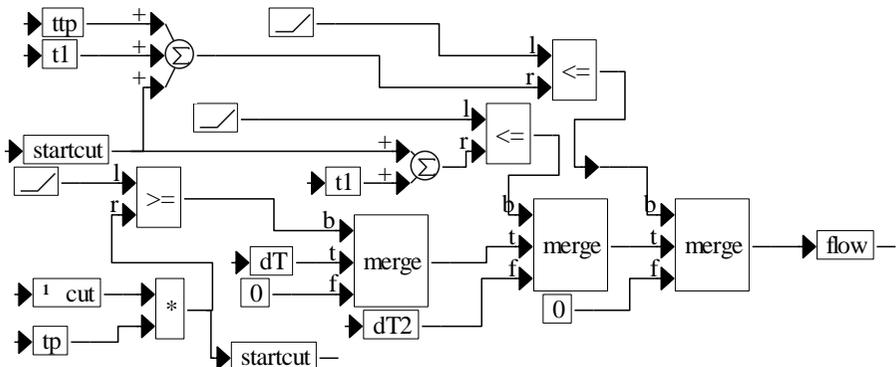


Рисунок 7 – Блок-схема моделирования последовательного действия тепловых потоков

Этот сигнал подается на элемент, на котором выделяется тепловой поток в соответствии с номером реза. Пример подачи сигнала flow на нулевой элемент приведен на рис.8.

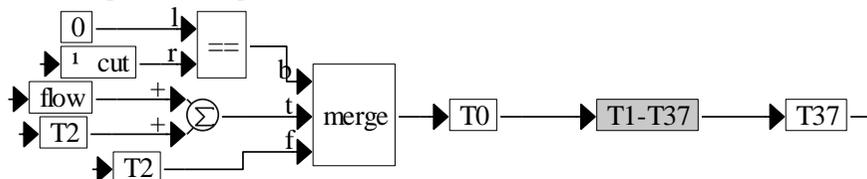


Рисунок 8 – Блок-схема подачи сигнала flow на нулевой элемент

Таким образом, описаны все элементы конечно-разностной модели, кроме моделирования коэффициентов  $K_i$  согласно рис.2. Эти коэффициенты вычисляются для каждого  $i^{то}$  элемента и собраны в три "compound bloks" с именами "h<sub>1</sub> - 4, K<sub>1</sub>- K<sub>37</sub>", "K<sub>38</sub>-K<sub>81</sub>" и "K<sub>82</sub>-K<sub>110</sub>". В блоке " h<sub>1</sub> - 4, K<sub>1</sub>- K<sub>37</sub>" вводятся и размеры элементов h<sub>1</sub>, h<sub>2</sub>, h<sub>3</sub> и h<sub>4</sub>.

На рис.9. приведен пример расчета  $K_{50}$  т.е.  $K_i$  для  $50^{то}$  элемента, когда тепловой поток не выделяется на  $51^{ом}$  элементе. Когда же при номере реза 2 на  $51^{ом}$  элементе выделяется тепловой поток, то для предотвращения его перетекания в стружку и зерно, коэффициенту  $K_i$  присваивается очень малая величина, равная 0.001 и значению  $K_i$  присваивается имя  $K_{50a}$ . Этот коэффициент  $K_{50a}$  все время действует в течение времени между началом  $2^{то}$  реза и началом  $3^{то}$  реза.

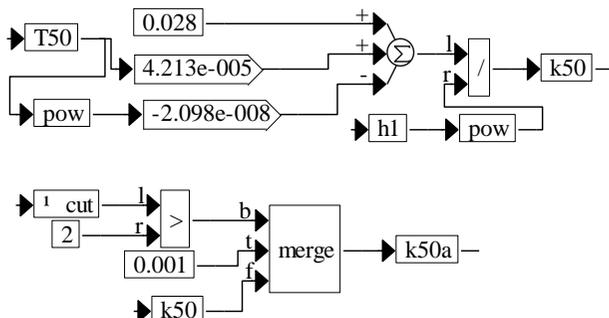


Рисунок 9 – Пример расчета

### Анализ и обсуждение результатов моделирования

Анализ результатов моделирования производим по графикам изменения температуры на ряде элементов T1, T21, T38, T52, T64, T72, T78, T81, T110.

Температура T81 соответствует температуре поверхности детали. Остальные T1-T79 соответствуют температурам, отстоящим от места ввода теплового потока в стержень для резов с номерами 0...6 на 0,25 мкм, т.е. на

$X_i=0.00025$  мм, где  $X_i$  – расстояние от детали к заготовке (см. табл.1). Температура T110 соответствует температуре конца стержня, т.е. на расстоянии 420 мкм вглубь детали.

Кроме этих температур рассматривается сигнал flow – последовательное добавление температуры к элементу, в котором выделяется тепло. Все эти сигналы выделены на рис.10.

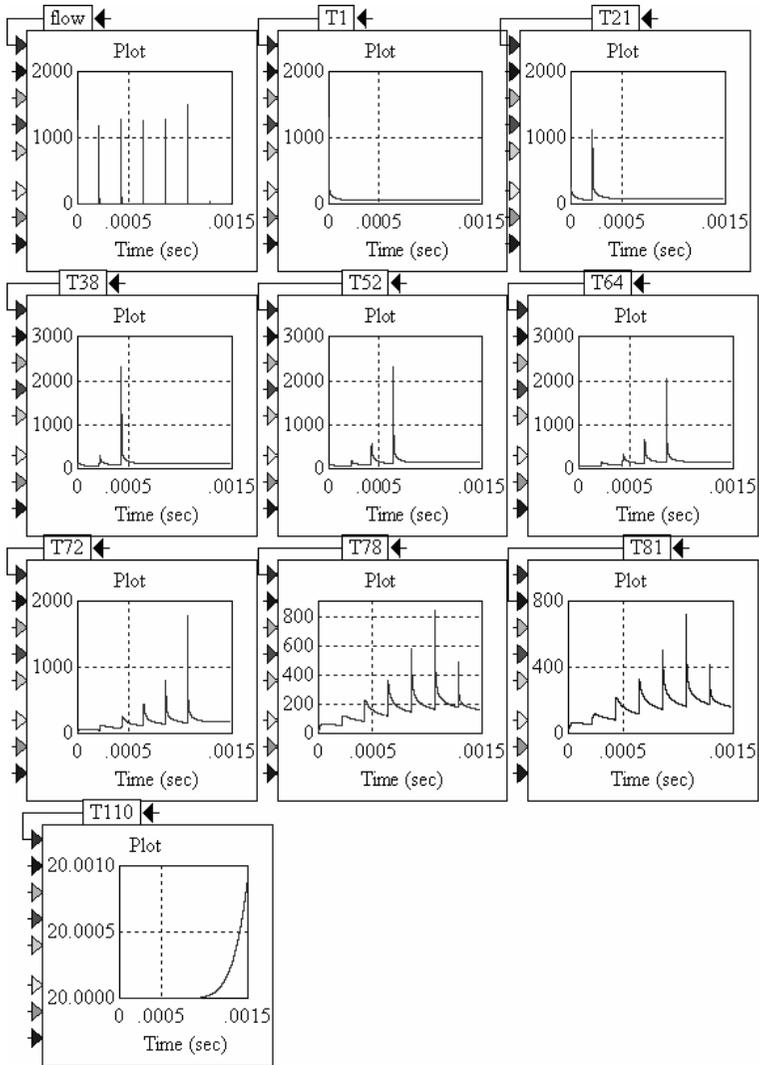


Рисунок 10 – Результат моделирования сигнала "flow"

Проанализируем сигнал "flow". Общая его картина видна на рис. 10, а в увеличенном масштабе этот сигнал показан на рис. 11 для 2<sup>-го</sup> номера реза. Из рис.11 видно, что к элементу №37 сначала добавляется  $dT=1300^{\circ}\text{C}$  и эта "добавка" действует в течение времени  $1.889 \cdot 10^{-7}$  с. Этим самым моделируется тепловой поток от работы деформации  $q_p$ . После его прекращения начинает действовать тепловой поток от работы трения  $q_{тр}$ , что обеспечивается "добавкой" температуры к 37 элементу равной  $dT_2$  и действует в течении времени  $t_{тр}=0.000002$  с. Таким образом сигнал "flow" соответствует требованиям к нему.

Для сигналов T1 ÷ T78 общим является то, что элементы 1 ÷ 78 нагреваются до тех пор, пока последовательно режущие зерна не срежут их. Так, элемент T21 нагревается нулевым резом и первым резом, а затем, после срезания его первым резом он не нагревается. Из графика сигнала T110 видно, что 110<sup>ый</sup> элемент стержня нагревается очень незначительно всего на  $0.001^{\circ}\text{C}$  больше  $20^{\circ}\text{C}$ . Таким образом, граничные условия уравнения (1)  $T(\infty, t) = 20^{\circ}\text{C}$  выдерживаются.

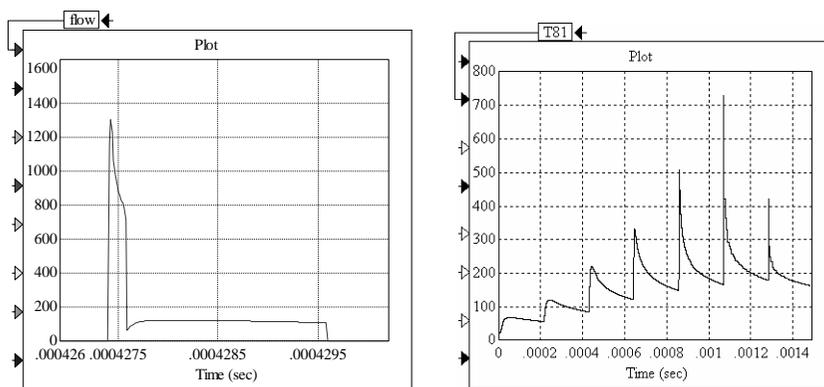


Рисунок 11 – Результат моделирования сигнала "flow"

Особый интерес, конечно, вызывает сигнал T81 – температура на поверхности обработанной детали. Она с каждым резом возрастает и при резе с номером 5 она достигает значения  $725^{\circ}\text{C}$ . Постепенное нарастание температуры поверхности детали происходит за счет того, что источники тепла  $q_p$  и  $q_{тр}$  с каждым последующим резом приближаются к поверхности детали в процессе ее перемещения через зону контакта с кругом со скоростью подачи. Рез №5 соответствует последнему резу, когда зерно снимает стружку. Последнее зерно №6 только скользит по поверхности заготовки и она

нагревается только теплом трения на задней поверхности зерна. Т.к. тепловой поток от работы трения значительно меньше потока от работы деформации, то поверхность детали нагревается после него значительно меньше, чем от реза №5.

Не перестраивая модели, на имеющейся можно проанализировать влияние величины площадки износа L1 на максимальную температуру поверхности детали. Значение L1 задается в блоке "dT, dT2 in source" (см. рис.6.) . На рис.10 и 11 приведены результаты моделирования при площадке износа L1= 0.01 см =0.1 мм.

Меняя размер L1 изменяем максимальную температуру на поверхности детали T81. Результаты моделирования с изменением L1 и их анализ сведены в табл.2.

Таблица 2 – Влияние размера площадки износа зерна L1 на температуру поверхности детали

L1, мм	T81max. °C	Длительность $t_p$ действия $q_{тр}$ , сек.	$t_p/T_{15}$	$\Delta T, ^\circ C$
0.05	425	0.000001	13	
0.1	725	0.000002	26.6	300
0.15	930	0.000003	40	200
0.2	1084	0.000004	53.3	150
0.25	1205	0.000005	66.6	120
0.3	1312	0.000006	80	107
0.35	1412	0.000007	93.3	100
0.4	1500	0.000008	106.6	88

Из табл.2 видно, что температура поверхности детали в основном определяется размерами площадки износа, хотя тепловой поток от работы трения в  $\approx 25$  раз меньше чем от работы деформации на плоскости сдвига. Такой факт объясняется тем, что длительность действия теплового потока трения  $t_p$  значительно больше, чем длительность действия теплового потока от деформации на плоскости сдвига на предпоследнем резе T15, которое согласно табл.1. равно  $0,75 \cdot 10^{-7}$  с и в модель вводится блоком "скаляр - вектор" при 5<sup>ом</sup> резе (см.рис.5).

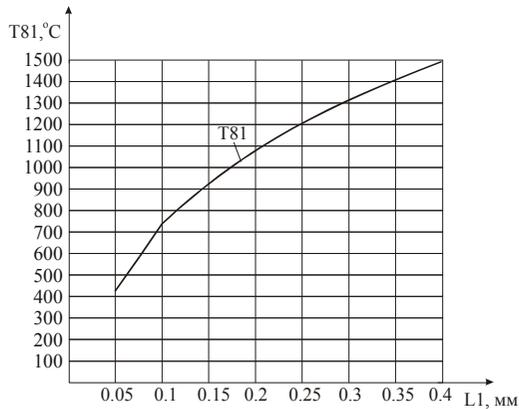


Рисунок 12 – График влияния температуры от площадки износа L1

Характер нарастания максимальной температуры на поверхности детали с увеличением площадки износа L1 хорошо виден из графика рис. 12. Из этого рисунка видно, что сначала в диапазоне увеличения L1 до 0,1 мм интенсивность нарастания максимальной температуры растет, а затем стабилизируется. Если вычислить значение прироста  $\Delta T^{\circ}\text{C}$  максимальной температуры  $\Delta T$  с увеличением площадки износа при равномерном шаге этого увеличения равным 0.05 мм, то видно из табл.2., что оно все время падает, а максимальному значению  $\Delta T$  соответствует величина  $\Delta T=300^{\circ}\text{C}$ , когда от острого зерна (зерна с площадкой 0.05 мм) процесс шлифования, в результате износа зерен, переходит к шлифованию с площадкой износа L1= 0.1 мм.

Дальнейшее увеличение площадки износа не так заметно сказывается на приросте температуры  $\Delta T$  поверхности.

#### *Выводы*

1. Разработана конечно-разностная модель нагрева поверхности обрабатываемой последовательно режущими абразивными зёрнами при круглом наружном шлифовании при моделировании этой поверхности набором тонких адиабатических стержней. В модели учтено уменьшение толщины слоя срезаемого каждым последующим зёрном со стержня проходящего через зону контакта круга с заготовкой. В модели также учтена возможность замены движущего вдоль стержня источника тепла от работы деформации на плоскости сдвига неподвижным непрерывно действующим источником. Учтено также при малой глубине резания последним зёрном при выходе стержня из зоны контакта с кругом отсутствие резания, т.е.

скольжение зерна по обрабатываемой поверхности. Модель также учитывает изменение теплофизических констант обрабатываемого материала и его сопротивляемость деформации от температуры.

2. Моделированием установлено значительное влияние величины площадки износа на зерне на максимальную температуру шлифуемой поверхности. При изменении площадки износа с 0,1 мм до 0,4 мм максимальная температура, при условиях рассмотренного в статье примера, повышается с 425 °С до 1500 °С.

3. Разработанная методика моделирования может быть распространена на различные режимы шлифования и обрабатываемые материалы, что позволит определить предельные условия шлифования исходя из максимально допустимой температуры обрабатываемой поверхности.

**Список использованных источников:** 1. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. Конечно-разностная теплофизическая модель резания абразивными зернами шлифовального круга. Физические и компьютерные технологии. Труды 15-й международной научно-технической конференции. 1-3 декабря 2009 г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”.- 2009 г.- С.145-154. 2. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с. 3. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. О мгновенной температуре шлифования. // Вестник национального технического университета "Харьковский политехнический институт". – 2009. – №2. – С. 97-106. 4. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. Расчет параметров процесса резания единичными абразивными зернами шлифовального круга при стержневой модели обрабатываемой поверхности. // Вестник национального технического университета "Харьковский политехнический институт". – 2010. – № 24. – С. 50-59. 5. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. О балансе тепла от работы деформации на плоскости сдвига при резании единичным абразивным зерном. // Збірник наукових праць Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування машинознавство. - Випуск 7 (166). - С. 65-75. 6. Карслоу К., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. - М.: Наука, 1964. – 487 с. 7. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности.- М.: Машиностроение, 1978.- 168 с. 8. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Пирогов А.Ю. Теплофизика резания единичным абразивным зерном. // Восточно–европейский журнал передовых технологий. – 2008. – № 1/5 (31). – С. 30-40. 9. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. Температура самоподогрева при шлифовании. // Восточно–европейский журнал передовых технологий. – 2009. –№ 1/5 (37). – С. 24-37. 10. Дьяконов В.П. VisSim+Mathcad+MATLAB. Визуальное моделирование. - М.: Солон-Пресс, 2004.- 384 с. 11. Yusuf Altıntas. Manufacturing Automation. Metal cutting mechanics, machine tool vibration, and CNC design. Cambridge University Press. 2000.

*Поступила в редколлегию 20.05.2010*