

Моделирование струйной ГАО на ЭВМ дает возможность осуществлять прогнозирование состояния поверхностного слоя после обработки, а также оптимизировать процесс обработки. Разработанная математическая модель учитывает основные особенности формирования микрорельефа поверхности и позволяет значительно сократить время на проектирование операции струйной ГАО сложнопрофильных поверхностей деталей ГТД. Она прошла апробирование в производственных условиях при обработке профиля пера лопаток.

Библиографический список

1. Билик Ш.М. Абразивно-жидкостная обработка металлов. М.: Машгиз, 1960. 198 с.
2. Ящерицын П.И., Пилипчик В.А. О характере разрушения закаленной стали ШХ15 абразивной струей // Тр. ВНИИАШ. 1970. № 10. С. 78-83.
3. Шманев В.А., Мещеряков А.В., Второв Е.А. Особенности формирования поверхностного слоя при струйной гидроабразивной обработке лопаток ГТД // Поверхностный слой, точность и эксплуатационные свойства деталей машин и приборов: Сб. науч. тр. М.: МДНП, 1986. С. 12-15.

УДК 621.9.047.7

К.П. Крашенинников, Ю.Л. Файницкий

К ВОПРОСУ О ТЕПЛОВОМ РЕЖИМЕ ЛОПАТКИ
ПРИ ЕЕ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

Изложены принципы разработки программы теплового расчета лопатки при электрохимической обработке (ЭХО) с учетом всех источников тепловыделения и теплосъема. Установлено, что в условиях неэффективного охлаждения перегрев материала внутри зоны контакта может превзойти таковой на контактной поверхности.

ISBN 5-230-16902-8. Методы обработки авиаматериалов. Самара, 1991

Обозначения:

x, y, z — пространственные координаты;

t — время;

T — температура;

$\delta_1, \delta_2, \delta_3$ — толщина пера лопатки, ее хвостовика и ребра соответственно;

$\Delta x_1, \Delta x_2$ — шаг по x для пера и хвостовика лопатки;

n, m, n_1 — число шагов по x, y, z ;

k — число шагов по x для хвостовика;

$\alpha, \sigma, \gamma, \lambda, \rho$ — температуропроводность, удельная теплоемкость, плотность, коэффициент теплопроводности и удельный коэффициент электрического сопротивления материала лопатки;

l — межэлектродный зазор;

α — коэффициент теплообмена;

λ_0, ν, T_0, u — коэффициент теплопроводности, кинематический коэффициент вязкости, температура и скорость электролита;

Nu — число Нуссельта;

Re — число Рейнольдса;

J_k — ток, проходящий через электрический контакт;

J_0 — электрический ток через сечение лопатки;

E — удельная теплота испарения охлаждающей жидкости;

L — длина пера лопатки;

B — ширина лопатки;

T_0 — температура электрического контакта;

F — мощность внутренних источников тепла.

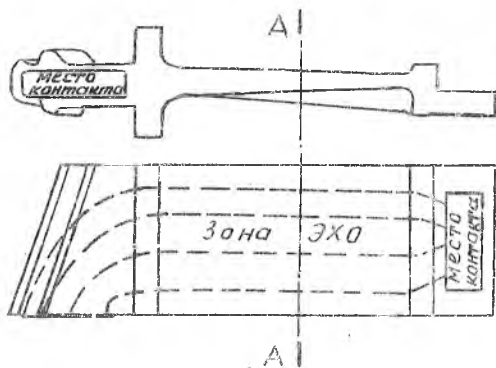
Процесс электрохимической размерной обработки (ЭХО) пера лопаток нашел широкое применение. Этот процесс основательно исследован, однако некоторые сопутствующие явления изучены еще недостаточно. Так, например, нагрев лопатки при ЭХО рассматривался [1] без учета тепловыделения в зоне контакта заготовки с токоподводом. Между тем, эта зона в ряде технологических случаев оказывается наиболее теплонапряженной, а нагрев ее джоулевым теплом приводит к возникновению здесь прижогов материала.

В настоящей работе анализируется тепловой режим крупногабаритной лопатки КНД, подвергаемой ЭХО пера с использованием двухместного подвода тока по схеме, изображенной на рис. 1.

Как показывает производственный опыт [2], наибольшая температура контактной зоны при недостаточном охлаждении хвостовика может установиться во внутренних его точках, а не на контактной поверхности. Поясним, что недостаточность охлаждения хвостовика объясняется сложностью его организации на станке для ЭХО.

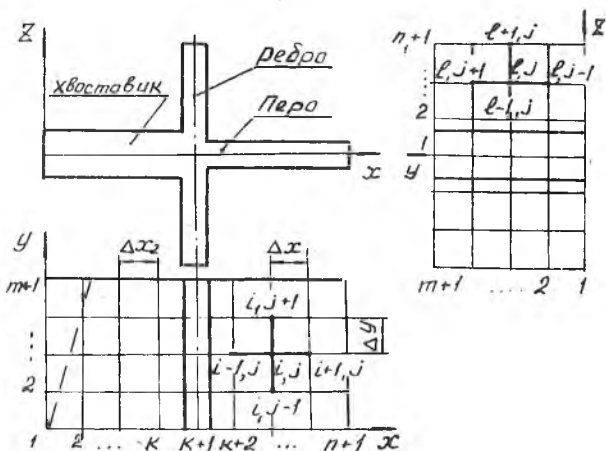
Целью настоящей работы является исследование влияния температуры контактной поверхности хвостовика на его максимальную температуру в условиях недостаточного охлаждения контактной зоны.

Распределение температур в пере лопатки можно приближенно считать симметричным относительно плоскости $A-A$, которая делит лопатку по длине пополам (рис. 1). Поскольку при этом основной интерес представляет температура хвостовика, то целесообразно ограничиться расчетами той части лопатки, которая расположена на рис. 1 левее плоскости $A-A$, и считать, что тепловой поток через это сечение равен нулю. Такой подход существенно сокращает машинное вре-



Р и с. 1. Схема подвода тока к лопатке

мя, необходимое для расчетов. Он оправдан также тем, что температура точек, достаточно удаленных от хвостовика и зоны контакта, изменяется по длине пера очень слабо.



Р и с. 2. Расчетная схема

При расчетах предполагалось, что лопатка представляет собой тонкую прямоугольную пластину с прямоугольной полкой-ребром (рис.2). Распределение температуры в лопатке описывается уравнением теплопроводности [3]

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{1}{c\gamma} P, \quad (I)$$

где $a = \lambda / c\gamma$.

Предполагалось также, что процесс теплообмена является установившимся, однако производная по времени в уравнении (I) сохранялась, так как применялся метод установления.

Во всех внутренних точках лопатки, за исключением области соприкосновения ребра с пером и хвостовиком, поле температур можно считать плоским. Уравнение теплопроводности для пера и хвостовика в этом случае принимает вид

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \frac{1}{c\gamma} E. \quad (2)$$

Предполагалось, что тепловой поток равен нулю во всех граничных точках пластины, за исключением контактной поверхности, где температура считалась заданной, не зависящей от времени и одной и той же вдоль указанной поверхности.

Уравнение (2) решалось методом конечных разностей. Использовалась явная схема. Соответствующая расчетная сетка приведена на рис. 2. В конечно-разностной форме уравнение (2) для внутренних точек пера лопатки принимает вид

$$T_{ij}^{z+1} = T_{ij}^z + \alpha \Delta t \left(\frac{T_{i+1,j}^z - 2T_{ij}^z + T_{i-1,j}^z}{\Delta x_1^2} + \frac{T_{i,j+1}^z - 2T_{ij}^z + T_{i,j-1}^z}{\Delta y^2} \right) + \frac{\Delta t}{c\gamma} F_{ij}^z,$$

где $k+2 \leq i \leq n$; $2 \leq j \leq m$: индекс z соответствует моменту времени t ; $z+1$ - моменту $t + \Delta t$.

Соотношение для расчета температуры внутренних точек хвостовика аналогично и отличается только шагом по x . При этом $z \leq i \leq k$. Для ребра Δx_1 заменяется на Δz и индекс i на l , где $z \leq l \leq n_1$.

Для пера лопатки

$$F_{ij}^z = F_{ij}^{(1)} + F_{ij}^{(2)},$$

где $F_{ij}^{(1)} = \rho J_0^2 / \delta_1^2 \delta^2$ - мощность источников Джоулева тепла, $\delta = m \Delta y$.

При расчетах принималось, что ток распределяется вдоль лопатки линейно:

$$J_i = J_0 \frac{z - 2(i - k - 1) \Delta x_1}{z}.$$

Далее, $F_{ij}^{(2)} = 2q_{ij} / \delta_1$ - мощность тепловых источников, связанных с отводом тепла в электролит.

Здесь

$$q_{ij} = \alpha (T_0 - T_{ij}^z), \quad \alpha = \lambda_2 Nu / 2h.$$

Для турбулентного режима течения электролита [4]

$$Nu = 0,021 Re^{0,8} Pr^{0,43},$$

где $Re = 2h u / \nu$, $Pr = \nu / \alpha$.

Для расчета мощности источников Джоулева тепла $F_{ij}^{(3)}$ в хвостовике предварительно методом электро моделирования были найдены линии электрического тока в этой части лопатки [2] (рис. 3).



Р и с. 3. Распределение линий электрического тока в хвостовике

Для хвостовика

$$F_{ij}^z = F_{ij}^{(3)} + F_{ij}^{(4)},$$

где $F_{ij}^{(3)} = \rho J_k^2 / \sigma_2^2 d_{ij}^2,$

J_k — количество электричества, протекающего в единицу времени между двумя линиями тока;

d_{ij} — расстояние между этими линиями в направлении, перпендикулярном току.

Предполагается, что хвостовик охлаждается водой или электролитом, масса которых, подаваемая в единицу времени, постоянна и равна M . В связи с этим с единицы объема снимается количество тепла $|F_{ij}|$,

$$F_{ij}^{(4)} = \begin{cases} -\frac{EM}{\pi K \Delta x_2 \Delta y \delta_2}, & \text{если } T \geq 100^\circ\text{C} \\ 0, & \text{если } T < 100^\circ\text{C}. \end{cases}$$

Для ребра

$$F_{ij}^z = \alpha (T_3 - T_{ej}^z).$$

Здесь учитывается только отвод тепла в электролит. Выделение Джоулева тепла в ребре считалось пренебрежимо малым.

При расчетах предполагалось, что поле температур в ребрах одинаково и симметрично относительно плоскости лопатки. Поэтому температура в узлах, расположенных на линии ребер, пера и хвостовика, определяется соотношением

$$T_{k+1,j}^{z+1} = T_{k+1,j}^z + \frac{2Q_{k+1,j}^z}{c \gamma \Delta y (\delta_1 \Delta x_1 + \delta_2 \Delta x_2)},$$

где

$$Q_{k+1,j}^z = \lambda \Delta t \left[\left(\frac{T_{k,j}^z - T_{k+1,j}^z}{\Delta x_2} \delta_2 + \frac{T_{k+2,j}^z - T_{k+1,j}^z}{\Delta x_1} \delta_1 \right) \Delta y + \right. \\ \left. + (T_{k+1,j+1}^z - 2T_{k+1,j}^z + T_{k+1,j-1}^z) \frac{\Delta x_1 \delta_1 + \Delta x_2 \delta_2}{2 \Delta y} + \right. \\ \left. + \frac{\theta (T_{ej}^z |_{e=2} - T_{k+1,j}^z)}{\delta_1 + \delta_2 + 4 \Delta x} \Delta y \delta_3 \right] + F^* \quad \text{и.}$$

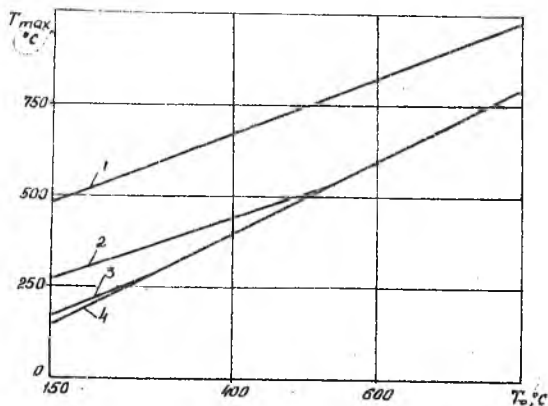
$$F^* = \frac{\rho J_2^2}{\pi^2 \Delta y} \left(\frac{\Delta x_1}{\delta_1} + \frac{\Delta x_2}{\delta_2} \right) \Delta t.$$

Это соотношение можно получить методом элементарных балансов энергии или непосредственно из уравнения теплопроводности (I). При этом необходимо учитывать, что $T_{k+1,j}^z = T_{ej}^z |_{e=1}$.

Расчеты проводились для лопатки из титанового сплава, имеющей

ширину пера 0,1 м. Половина длины пера принималась равной 0,15 м, длина хвостовика 0,025 м, толщина пера 0,005 м, толщина хвостовика 0,01 м, толщина ребра 0,005 м, его высота 0,05 м, электрический ток через контакт $J_0 = 8000$ А. Температура контакта варьировалась в пределах 300–800°C, а расход M охлаждающей жидкости через контактную зону, соответственно, в пределах 0,001–0,0025 кг/с, что отвечает условиям станка.

Полученные в результате расчетов значения максимальной температуры T_{max} при различных расходах M приведены на рис. 4. Верхняя из линий этого графика соответствует относительно невысокому расходу $M = 0,001$ кг/с и показывает, что в этом случае зависимость максимальной температуры от температуры T_0 в зоне контакта близка к линейной. Линейной эта зависимость оказывается и при больших расходах $M = 0,0025$ кг/с, однако в этом случае угловой коэффициент графика больше, чем при $M = 0,001$ кг/с.



Р и с. 4. Максимальная температура T_{max} лопаток: 1 - $M = 0,001$ кг/с; 2 - $M = 0,0015$ кг/с; 3 - $M = 0,002$ кг/с; 4 - $M = 0,0025$ кг/с

Различие угловых коэффициентов объясняется тем, что данные линии изображают максимальную температуру в различных точках лопатки. При малых расходах температура достигает максимума во внутренних точках хвостовика. Линия 1 показывает, как зависит T_{max} в этих

точках от T_0 . Напротив, линия 4 соответствует условиям, когда максимальная температура достигается в зоне контакта, что реализуется при больших расходах охлаждающей жидкости.

Если же расход не слишком велик, то при небольших значениях T_0 максимальная температура достигается во внутренней зоне хвостовика. Однако с ростом температуры в зоне контакта максимальная температура достигает значений, соответствующих линии 4. После этого T_{max} совпадает с температурой в зоне контакта, так что линии 2 и 3 при некоторых значениях T_0 переходят в линию 4.

В ы в о д ы. 1. Аналитически установлено распределение температуры в лопатке при ЭХО с учетом тепловыделения в зоне контакта ее с токоподводом. 2. Показано, что в условиях неэффективного охлаждения максимальная температура устанавливается внутри хвостовика, а не на контактной поверхности.

Б и б л и о г р а ф и ч е с к и й с п и с о к

1. Основы повышения точности электрохимического формообразования /Ю.Н.Петров, Г.А.Корчагин, Г.Н.Зайдман, Б.П.Саушкин. Кишинев: Штиинца, 1977. 152 с.

2. Крашенинников К.П., Смирнов Г.В. О нагреве лопатки в зоне контакта с токоподводом при ЭХО //Повышение надежности изделий авиационного технологическими методами: Сб. науч. тр. /Куйбышев. авиац. ин-т. Куйбышев, 1978. С. 141-149.

3. Араманович И.Г., Левин В.И. Уравнения математической физики. М.: Наука, 1964. 286 с.

4. Шорин С.Н. Теплопередача. М.: Высшая школа, 1964. 490 с.