

УДК 621.771

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ФРИКЦИОННОГО НАГРЕВА В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССАХ МЕСТНОГО ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ТОНКОСТЕННЫХ ПРОФИЛЕЙ ПРИ ИХ ОБРАБОТКЕ ДАВЛЕНИЕМ

В. А. БАЛАКИН⁺, В. М. КЕНЬКО

В технологических процессах местного формоизменения тонкостенных профилей при их обработке давлением существенное значение имеют режимы фрикционного нагрева материала стенки. Разработаны методы расчета процессов тепломассообмена. Показано, что контактные температуры могут достигать температуры плавления стенки. Важную роль играет профиль инструмента, частота его вращения и подача.

Ключевые слова: фрикционный нагрев, температура, обработка давлением, инструмент, частота вращения, подача, осевое усилие, тепломассообмен, отверстие.

Введение. В настоящее время в конструкциях машин, приборов и летательных аппаратов широкое применение находят тонкостенные профили: \circ — круглого, \square — квадратного, \square — прямоугольного, Γ , Γ , Γ , Γ -образного и других сечений. Необходимость крепления к этим профилям других деталей ставит вопросы конструктивного оформления соответствующих разъемных соединений. Тонкая стенка профиля не позволяет после сверления отверстия нарезать в ней резьбу, например, под винты. Методом местного формоизменения стенки профиля можно получать цилиндрические выступы, возникающие при специальной ее обработке (рис. 1).

Суть метода заключается во фрикционном разогреве материала стенки с одновременным пластическим выдавливанием его в радиальном и осевом направлениях. Инструмент для обработки отверстий изготовлен из быстрорежущей стали типа Р6М5 и имеет сложный профиль (рис. 2).

Его передняя часть выполнена в виде конуса с углом α , переходящая в конус с углом β ($\beta < \alpha$). Конус с углом β и следующая за ним калибрующая часть имеют огранку трех-, четырех-, шестиугольных форм. Обработка отверстия осуществляется вращающимся инструментом по двум схемам (рис. 3).

Геометрия контакта. Проникание вращающегося инструмента в сплошную стенку происходит в несколько этапов. На первом — номинальная площадь контакта возрастает от нуля до

$$A_{a,2}^1 = \pi(2r_1 - h \operatorname{tg} \alpha) \sqrt{h^2 + (h \operatorname{tg} \alpha)^2}, \quad (1)$$

если вершина конуса выходит за стенку,

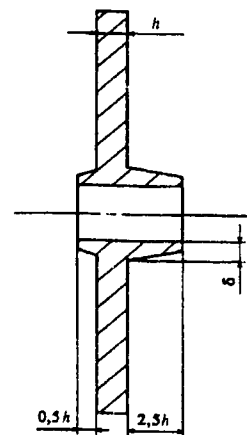


Рис. 1. Цилиндрический выступ на тонкой стенке

Гомельский политехнический институт им. П. О. Сухого. Беларусь, 246746, г. Гомель, пр. Октября, 48.
+ Автор, с которым следует вести переписку.

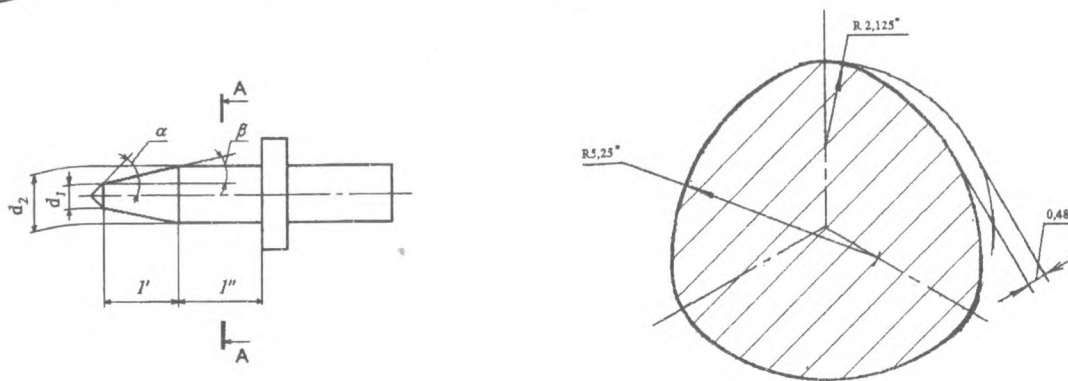


Рис. 2. Конструкция инструмента (а) и его профиль (б)

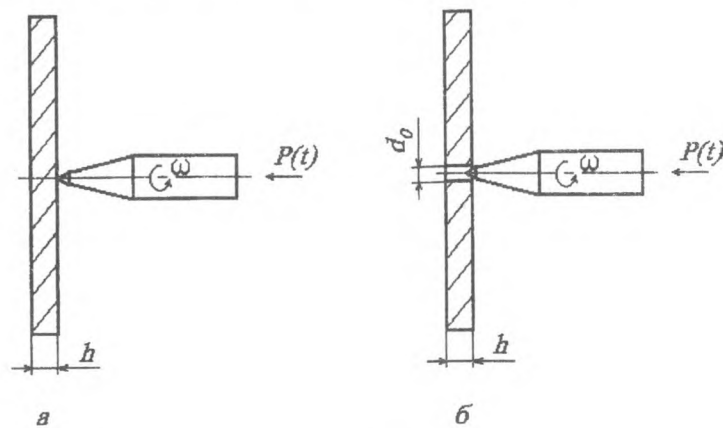


Рис. 3. Схемы обработки: а — стенка без отверстия; б — стенка с предварительным отверстием

$$A_{a_{1,2}}^I = \pi r^2 \sqrt{1 + \frac{1}{\operatorname{tg}^2 \alpha}}, \quad (2)$$

если вершина конуса за стенку не выходит. При этом $K_{вз}^I = A_{a_1}^I / A_{a_2}^I = 1$. На втором этапе, соответствующем начальной фазе входа второго конуса в образовавшееся отверстие, номинальные площади контакта инструмента и обрабатываемой стенки резко отличаются друг от друга. В первом приближении

$$A_{a_1}^{II} = N^{II} / [HB^{II}(\vartheta)], \quad (3)$$

$$A_{a_2}^{II} = \pi(2r_1 + h \operatorname{tg} \beta) \sqrt{h^2 + (h \operatorname{tg} \beta)^2} + \Delta A', \quad (4)$$

где $\Delta A' = 2\pi r_1 l_1$ — внутренняя площадь цилиндра, образованного путем выноса за пределы стенки объема

$$V' = \frac{\pi}{3} h [r_1^2 + (r_1 + h \operatorname{tg} \beta)^2 + r_1^2 h \operatorname{tg} \beta].$$

Коэффициент взаимного перекрытия

$$K_{вз}^{II} = \frac{A_{a_1}^{II}}{A_{a_2}^{II}} \ll 1.$$

На третьем этапе, соответствующем полному входу второго конуса в отверстие, номинальные площади контакта равны

$$A_{a_1}^{III} = N^{III} / [HB^{III}(\vartheta)], \quad (5)$$

$$A_{a_2}^{III} = \pi(2r_2 - h \operatorname{tg} \beta) \sqrt{h^2 + (h \operatorname{tg} \beta)^2} + \Delta A'', \quad (6)$$

где $\Delta A'' = 2\pi(r_2 - h \operatorname{tg} \beta)l_2$ — внутренняя площадь цилиндра, образованного путем выноса за пределы стенки объема $V'' = \frac{\pi}{3}h[r_2^2 + (r_2 - h \operatorname{tg} \beta)^2 + r_2^2 h \operatorname{tg} \beta]$. Коэффициент взаимного перекрытия

$$K_{вз}^{III} = \frac{A_{a_1}^{III}}{A_{a_2}^{III}} \ll 1. \quad \text{В конце четвертого этапа площадь сформированного отверстия равна } A_{a_2}^{IV} = 2\pi r_2 l$$

$$\text{где } l = V'' / \left[2\pi \left(r_2 + \frac{\delta}{2} \right) \delta \right].$$

Выбор профиля инструмента и режима его работы (частоты вращения, подачи и осевой нагрузки) позволяет для заданного диаметра отверстия получать различные отношения l/δ .

Фрикционное тепловыделение. Для определения интенсивности фрикционного тепловыделения

$$q(t) = T(t)v(t)/A_a(t) \quad (7)$$

необходимо иметь информацию о зависимостях $T(t)$, $v(t)$, $A_a(t)$. При проникании переднего конуса в стенку фрикционное тепловыделение возникает на границе контакта инструмент—стенка. На острие конуса $q(t) = 0$, т. к. $v(t) = 0$. Средняя интенсивность тепловыделения на первом этапе внедрения равна

$$q_{ср}(t) = T(t)v_{ср}(t)/A_{a_{1,2}}^I, \quad (8)$$

где $v_{ср}(t) = \omega r_{ср}$. Зависимость $T(t)$ получают экспериментально путем измерения момента силы трения $M(t)$ с последующим вычислением по формуле

$$T(t) = M(t)/r_{ср}. \quad (9)$$

Нормальная нагрузка (рис. 4) определяется выражением

$$N(t) = P(t) \sin \alpha. \quad (10)$$

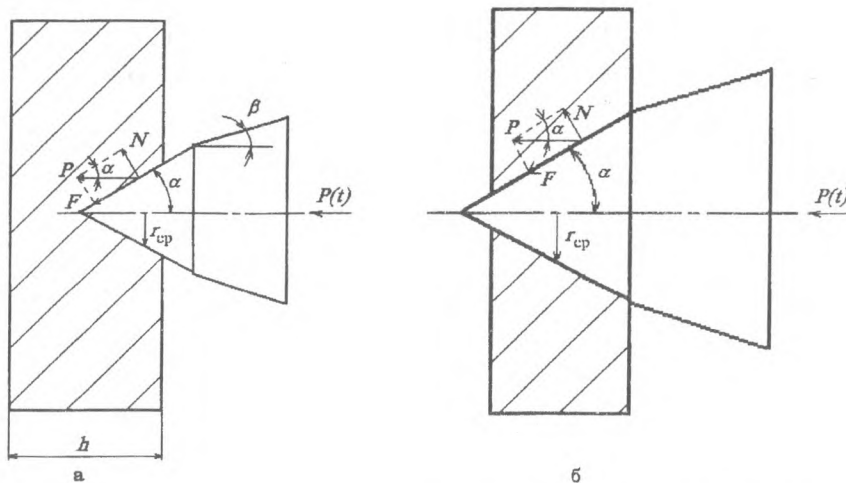


Рис. 4. Первый этап внедрения конуса: а — вершина конуса за стенку не выходит; б — вершина конуса выходит за стенку.

При наличии в стенке предварительного отверстия интенсивность фрикционного тепловыделения на первом этапе обработки возрастает, т. к. r_{cp} увеличивается, а также отсутствует застойная зона у острия первого конуса.

На втором и третьем этапах проникания вращающегося конуса в стенку нормальная нагрузка определяется отношением

$$N(t) = P(t) \sin \beta . \quad (11)$$

Поскольку протяженность второго конуса значительно больше толщины стенки, можно уже не пользоваться понятием среднего значения, а текущую интенсивность фрикционного тепловыделения определять формулой

$$q(t) = T(t) \upsilon(t) / A_{a_2} . \quad (12)$$

В процессе внедрения в стенку конуса с углом β текущее значение радиуса меняется от r_1 до r_2 , следовательно скорость υ возрастает.

На четвертом этапе движения инструмента интенсивность фрикционного тепловыделения определяется зависимостью (12).

Теплоперенос в зоне фрикционного контакта. Генерируемая в зоне фрикционного контакта теплота распределяется между инструментом и стенкой. Особенности этого теплопереноса определяются геометрией контакта, характером деформирования поверхностных слоев, местоположением источника тепловыделения, теплоотдачей в окружающую среду. На первом этапе внедрения источником тепловыделения являются поверхностные слои стенки и первого конуса инструмента, при этом

$$q = q_1 + q_2, \quad q_1 = \alpha_T q, \quad (13)$$

$$q_2 = (1 - \alpha_T) q. \quad (14)$$

Коэффициент распределения тепловых потоков можно определить по формуле [1, 2]:

$$\alpha_T = \frac{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} . \quad (15)$$

В процессе проникания второго конуса с углом β источником тепловыделения будут являться нагретые пластически деформируемые поверхностные слои стенки площадью A_{a_2} , от которых путем контактной теплопроводности часть теплоты трения через точки фактического контакта будет поступать в инструмент. За время одного оборота инструмента в стенку путем теплопроводности входит количество теплоты

$$Q_2 = q_2 A_{a_1} 2\pi / \omega . \quad (16)$$

Поделив левую и правую части уравнения (16) на $A_{a_2} 2\pi / \omega$, получаем значение средней интенсивности теплового потока, направленного в стенку в некоторый фиксированный момент времени t :

$$q'_2(t) = q_2(t) A_{a_1} / A_{a_2} = q_2 n b / 2\pi r_{cp} . \quad (17)$$

Из формулы (17) следует, что чем больше граней n на конусной, с углом β , части инструмента, тем выше интенсивность теплового потока, нагревающего при обработке стенку.

Формулы (16) и (17) не учитывают конвективного теплообмена обрабатываемой поверхности стенки с воздухом, находящимся между гранями инструмента и занимающим небольшой объем.

В процессе проникания второго конуса с углом β в стенку, нагретые поверхностные слои стенки входят в контакт с новыми поверхностями граней инструмента, твердость которых значительно выше «горячей твердости» обрабатываемой поверхности. Характер линий скольжения в пластически деформируемом материале стенки может способствовать развитию максимальной температуры в подповерхностном слое стенки на некоторой глубине δ . В этом случае коэффициент распре-

деления тепловых потоков α_r будет существенно ниже значения, вычисленного по формуле (15). В первом приближении его можно принимать равным 0,05—0,10.

Экспериментальные данные и их обработка. В процессе эксперимента проводились измерения момента трения и осевой нагрузки как функций времени. На рис. 5 представлены экспериментальные данные, полученные при обработке сплошной стенки из стали 08кп толщиной $h = 1,5$ мм четырехгранным инструментом, вращающимся с $\omega = 146,5$ с⁻¹, имеющим профиль: $\alpha = 45^\circ$, $\beta = 15^\circ$, $d_1 = 3,6$ мм, $d_2 = 8,5$ мм, $l' = 9,2$ мм, $l'' = 9$ мм, подачу $S = (d_1/2 + l' + l'')/l_T = 0,8$ мм·с⁻¹.

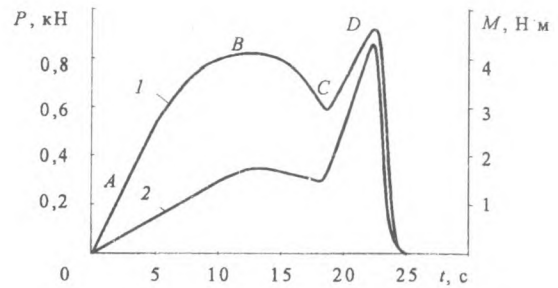


Рис. 5. Экспериментальные данные:
1 — $P(t)$; 2 — $M(t)$

Участок OA соответствует внедрению переднего конуса с углом α в стенку, участок AB — внедрению конуса с углом β в образовавшееся отверстие, участок BC — движению передней части калибрующей цилиндрической поверхности, CD — движению задней, примыкающей к бурту, части калибрующей цилиндрической поверхности.

Теплофизические свойства материалов инструмента и стенки:

$$\lambda_1 = 33,5 \text{ Вт} \cdot (\text{м} \cdot \text{К})^{-1}, c_1 = 440 \text{ Дж} \cdot (\text{кг} \cdot \text{К})^{-1}, \rho_1 = 8200 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-3}, a_1 = 9,2 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2 \cdot \text{с}^{-1};$$

$$\lambda_2 = 78 \text{ Вт} \cdot (\text{м} \cdot \text{К})^{-1}, c_2 = 460 \text{ Дж} \cdot (\text{кг} \cdot \text{К})^{-1}, \rho_2 = 7800 \text{ кг} \cdot \text{м}^{-3}, a_2 = 21,7 \cdot 10^{-7} \text{ м}^2 \cdot \text{с}^{-1}.$$

При внедрении переднего конуса с углом $\alpha = 45^\circ$ в стенку наблюдается прямая зависимость осевой силы и момента сил трения от времени (рис. 5). Результаты обработки экспериментальных данных с использованием формул (1), (2), (9), (10), (12)—(15) сведены в табл. 1.

Таблица 1. Расчетные данные

$t, \text{ с}$	$r, \text{ мм}$	$A_{a_{1,2}}, \text{ мм}^2$	$r_{\text{ср}}, \text{ мм}$	$P(t), \text{ Н}$	$N(t), \text{ Н}$	$P_a, \text{ МПа}$	$v_{\text{ср}}, \text{ мм/с}$	$T(t), \text{ Н}$	$q(t), \text{ МВт/м}^2$	$q_1(t), \text{ МВт/м}^2$	$q_2(t), \text{ МВт/м}^2$
0,10	0,08	0,03	0,057	10,6	7,6	253	8,35	257	71,6	28,6	43,0
0,25	0,20	0,18	0,141	26,5	19,0	105	20,6	260	29,9	12,0	17,9
0,50	0,40	0,71	0,283	53,0	38,0	76,4	41,3	259	15,1	6,0	9,10
1,00	0,80	2,84	0,570	113	80,0	28,2	83,5	257	7,57	3,03	4,54
1,87	1,50	10,0	1,061	200	141	14,1	155	258	4,01	1,60	2,41
2,25	1,80	10,0	1,276	233	165	16,5	187	259	4,88	1,95	2,93

Значение радиуса цилиндра равновеликого поверхности конуса определяется из равенства $2\pi r_{\text{ср}} r = \pi r^2 \sqrt{2}$, откуда $r_{\text{ср}} = r / \sqrt{2}$.

Из данных, приведенных в табл. 1, видно, что по мере внедрения конуса с углом $\alpha = 45^\circ$ в стенку площадь контакта растет, давление на номинальную площадь контакта снижается, уменьшаются также интенсивность фрикционного тепловыделения и тепловые потоки, направленные в инструмент и стенку.

В момент времени $t = 1,87$ с вершина конуса проходит путь, равный толщине стенки h , при $t = 2,25$ с, основание конуса радиусом r_1 подходит к наружной поверхности стенки. При анализе процессов теплопереноса на границе контакта инструмент—стенка необходимо выбрать тепловые схемы. Классическая теория теплопроводности дает решения температурных задач для случаев нагрева неограниченных тел линейным непрерывным источником теплоты (рис. 6, а) и постоянным тепловым потоком, действующим на поверхности цилиндрической полости (рис. 6, б) [3].

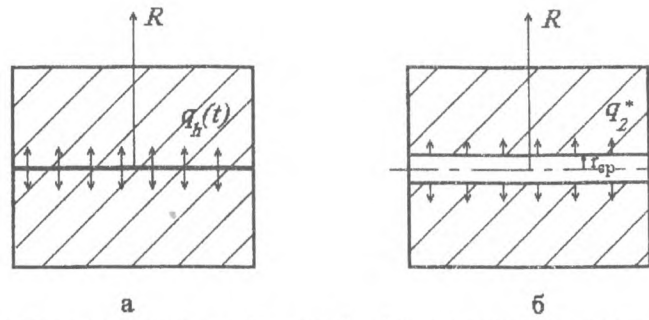


Рис. 6. Тепловые схемы: а – $q_h(t)$ – линейный непрерывный источник теплоты; б – q_2^* – постоянный тепловой поток на поверхности цилиндрической полости.

В начальный момент входа острия конуса с углом $\alpha = 45^\circ$ в стенку источник теплоты можно принимать точечным непрерывно действующим. При линейно возрастающем моменте сил трения его интенсивность определяется уравнением

$$q_2 = (1 - \alpha_T) M \omega / 2t. \tag{18}$$

Для случая нагрева неограниченного тела таким источником теплоты при краевых условиях: $\vartheta_2(R, 0) = \vartheta_0, \vartheta_2(\infty, 0) = \vartheta_0, q_2(0, t) = q_2 = \text{const}$, приращение температуры определяется выражением:

$$\vartheta_2(R, t) - \vartheta_0 = \theta \frac{q_2}{\lambda_2 R}, \tag{19}$$

где $\theta = \frac{1}{4\pi} \operatorname{erfc} \frac{1}{2\sqrt{Fo_2}}$.

Расчет зависимости безразмерного параметра θ в зависимости от $Fo_2 = a_2 t / R^2$ дал следующие значения:

Fo_2	0,1	0,5	1,0	5,0	10	20	40	60	100	200
θ	0,002	0,025	0,038	0,060	0,066	0,070	0,072	0,074	0,075	0,076

Для рассматриваемого примера, когда $M = 0,274$ Н·м, $t = 1,87$ с, $\omega = 146,5$ с⁻¹, $\alpha_T = 0,4$, значения интенсивности точечного источника теплоты равны $q_2 = 6,44$ Вт.

Приращение температуры вблизи точечного источника (при $R \rightarrow 0$), согласно уравнению (19), стремится к бесконечности.

На самом деле контактная температура может повышаться лишь до температуры, соответствующей температуре плавления стенки. Одновременно с этим происходит процесс выдавливания расплава на наружную поверхность стенки в сторону противоположную движению инструмента, что подтверждается экспериментально. Приращения температур в момент времени $t = 0,25$ с в стенке на расстоянии R от поверхности внедренного конуса таковы:

R , мм	0	0,01	0,05	0,10	0,20	0,50	1,00	2,00	5,00
$\Delta\vartheta_2$, К	∞	865	167	64	31	12	5	2	1

Таким образом, весь процесс проникновения конуса в стенку в первом приближении можно рассматривать как совокупность непрерывно действующих друг за другом точечных источников теплоты. Выражение (19) несколько занижает значения приращений температур, ведь стенка – тело ограниченное. При этом вынесенный объем определяется по формуле

$$V = \frac{\pi r^3}{3 \operatorname{tg} \alpha} \quad (20)$$

Этот объем аккумулирует теплоту

$$Q_2^* = c_2 \rho_2 V (T_{\text{пл2}} - \vartheta_0) + L_2 m \quad (21)$$

Второй член правой части этого уравнения учитывает изменение агрегатного состояния материала стенки. В соответствии с формулой (20) в момент времени $t = 0,25$ с вынесенный объем $V = 0,00837$ мм³. Если принять $\vartheta_0 = 20$ °С, $T_{\text{пл2}} = 1535$ °С и $L_2 = 84$ кДж·кг⁻¹ то $Q_2 = 0,05$ Дж.

Выделившаяся при фрикционном нагреве за время $t = 0,25$ с теплота $Q_2 = q_2 t = 1,61$ Дж. Следовательно $Q_2 \gg Q_2^*$.

При $t = h/S$ на противоположной стороне стенки значения температуры превышают приведенные выше. При этом вынос нагретых поверхностных слоев стенки начнется в направлении, соответствующем направлению движения инструмента.

Поскольку на расстоянии равном сотым долям миллиметра приращение температуры >1000 К, у задней кромки стенки происходит интенсивный процесс пластического деформирования материала в осевом и радиальном направлениях.

В промежуток времени от $t = h/S$ до $t = (h+l)/S$ для приближенного расчета температурных полей в стенке можно воспользоваться тепловой схемой, изображенной на рис. 6, б.

Для случая нагрева неограниченного тела тепловым потоком, действующим на поверхность цилиндрической полости при краевых условиях: $\vartheta_2(R,0) = \vartheta_0$; $\vartheta_2(\infty,0) = \vartheta_0$, $q_2^*(0,t) = q_2^* = \text{const}$, приращение температуры определяется выражением:

$$\vartheta_2(R,t) - \vartheta_0 = \frac{2q_2^* r_{\text{cp}}}{\lambda_2} \sqrt{\frac{\text{Fo}_2}{\eta}} \left[i \operatorname{erfc} \frac{\eta - 1}{2\sqrt{\text{Fo}_2}} - \frac{(3\eta + 1)\sqrt{\text{Fo}_2}}{4\eta} i^2 \operatorname{erfc} \frac{\eta - 1}{2\sqrt{\text{Fo}_2}} \right], \quad (22)$$

где $\text{Fo}_2 = a_2 t / r_{\text{cp}}^2$, $\eta = R / r_{\text{cp}}$.

Приращение температуры на поверхности цилиндрической полости (при $\eta = 1$) равно

$$\vartheta_2(r_{\text{cp}},t) - \vartheta_0 = \frac{2q_2^* r_{\text{cp}}}{\lambda_2} \sqrt{\text{Fo}_2} (0,5642 - \sqrt{\text{Fo}_2} 0,25), \quad (23)$$

поскольку при: $U = 0$, $i \operatorname{erfc} U = 0,5642$, $i^2 \operatorname{erfc} U = 0,25$, формулу (23) можно записать в виде

$$\vartheta_2(R,t) - \vartheta_0 = \theta q_2^* r_{\text{cp}} / \lambda_2. \quad (24)$$

Зависимость безразмерного параметра $\theta(\eta, \text{Fo}_2)$ приведена на рис. 7.

К моменту времени $t_1 = r_1 / s$ средние значения приращений температур в стенке определяют по формуле (19) при $t = t_1 / 2$:

$R, \text{ мм}$	0	0,02	0,05	0,10	0,20	0,50	1,00	2,00	5,0
$\Delta\vartheta_2, \text{ К}$	1515	1190	470	235	116	45	21	10	2

Это температурное распределение, по сути дела, является начальным условием при решении тепловой задачи для второго этапа проникания инструмента в образовавшееся отверстие стенки.

В соответствии с уравнением (3) необходимо иметь данные о «горячей твердости» материала стенки из стали 08кп. Временное сопротивление стали в зависимости от температуры имеет следующие значения [4]:

$\Delta\vartheta_2, \text{ К}$	800	900	1000	1100	1200
$\sigma_s, \text{ МПа}$	40	40	30	20	20

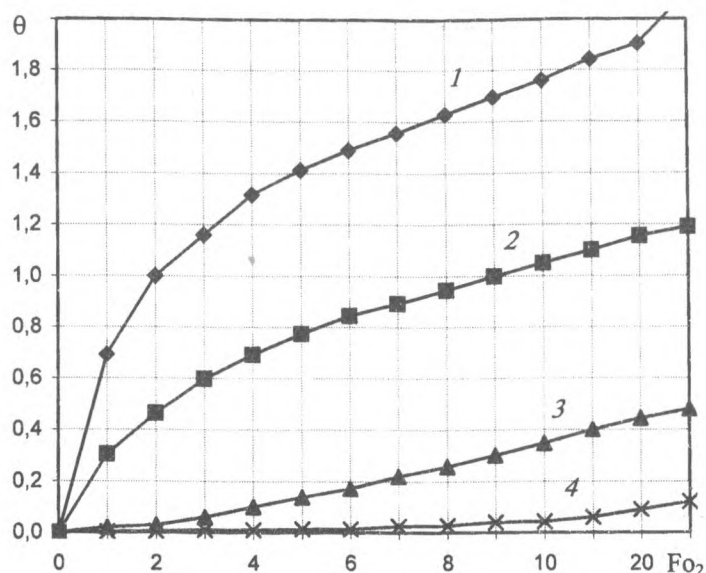


Рис. 7. График зависимости безразмерного параметра $\theta(\eta, Fo_2)$ при разных η : 1 – $\eta = 1$; 2 – 2; 3 – 5; 4 – 10

Обычно в контактных задачах принимается, что $HV = 3\sigma_T$. В первом приближении будем считать, что $HV^{II}(\vartheta) = 2\sigma_B = 40$ МПа.

На втором этапе движения инструмента осевая нагрузка изменяется в соответствии с экспериментальными данными, приведенными на рис. 5 (линия AB), а нормальная нагрузка — по зависимости (11). При $t_1 = r_1/S = 2,25$ с, $P_1 = 227$ Н, $N_1 = 58,8$ Н; при $t_2 = (r_1 + l')/S = 13,75$ с, $P_2 = 827$ Н, $N_2 = 214,2$ Н.

Площадь фактического контакта согласно формуле (3) возрастает следующим образом: при $t = t_1$ $Aa'_1 = 1,47$ мм²; при $t = t_2$ $Aa_1 = 5,36$ мм².

Очевидно, что нагрузку несут лишь нижележащие от поверхности контакта слои стенки. Тогда для четырехгранного инструмента фактическую площадь контакта можно выразить формулой $A_{a_1} = 4bh/\cos\beta$, откуда ширина одной контактной полосы равна $b = A_{a_1} \cos\beta / 4h$. При $t = t_1$ — $b_1 = 0,24$ мм, при $t = t_2$ — $b_2 = 0,86$ мм.

Таким образом, по мере внедрения второго конуса инструмента с углом $\beta = 15^\circ$ ширина площадки контакта одной грани увеличивается. Соответственно меняется и коэффициент взаимного перекрытия: от $K'_{вз} = 4b/2r_1 = 0,085$ до $K'_{вз} = 0,129$.

Интенсивность фрикционного тепловыделения на втором этапе внедрения инструмента в стенку, равная $q(t) = M(t)\omega / A_{a_1}$ остается практически постоянной при: $t = 2,25$ с, $M = 0,33$ Н·м, $q(t) = 32,9$ МВт·м⁻²; $t = 13,7$ с, $M = 1,8$ Н·м, $q(t) = 49,2$ МВт·м⁻². Если $\alpha_T = 0,05$, то $q_2 = (1 - \alpha_T)q_{cp}(t) = 40,0$ МВт·м⁻².

В соответствии с выражением (17), при $K_{вз} = K'_{вз} + K''_{вз}/2 = 0,107$, $q_2^* = q_2 K_{вз} = 5,2$ МВт·м⁻². Расчет температурного поля по формуле (22) дает приращения температур в промежуток времени от $t_1 = 2,25$ до $t_2 = 13,7$ с при новых числах Фурье — $Fo_2 = a_2(t - t_1)/r_{cp}^2$, приведенных в табл. 2.

Таким образом, к моменту времени $t = 13,75$ с приращения температур в стенке достигают следующих величин:

$R, \text{ мм}$	0	0,02	0,05	0,10	0,50	1,00	8,40	21,0	42,0
$\Delta\vartheta_2, \text{ К}$	1515	1515	1265	1030	795	727	463	167	35

Таблица 2. Расчетные данные

$t - t_1, \text{с}$	0	1	5	10	11,5
$r_{\text{ср}}, \text{мм}$	1,8	2,0	2,9	3,9	4,2
Fo_2	0	6,7	12,9	14,3	14,1
$\Delta\vartheta_{2 \eta=1}, \text{К}$	0	274	549	738	793
$\Delta\vartheta_{2 \eta=2}, \text{К}$	0	144	326	430	463
$\Delta\vartheta_{2 \eta=5}, \text{К}$	0	23	79	156	167
$\Delta\vartheta_{2 \eta=10}, \text{К}$	0	4	12	33	35

Проведенный анализ теплового режима работы второго конуса инструмента с углом $\beta = 15^\circ$ показал, что толщина расплава на границе фрикционного контакта увеличивается. При этом возрастают и температуры нижележащих слоев. Толщина теплового слоя, в котором приращения температуры на глубине $R = \Delta_2$ составляют ничтожную долю от приращения температуры на поверхности трения можно определить по формуле $\Delta_2 = 3\sqrt{a_2 t}$. В момент времени $t_1 = 2,25 \text{ с}$, $\Delta_2 = 5 \text{ мм}$, $\vartheta_2(\Delta_2, t) - \vartheta_0 = 1 \text{ К}$; в момент времени $t_2 = 13,75 \text{ с}$, $\Delta_2 = 52 \text{ мм}$, $\vartheta_2(\Delta_2, t) - \vartheta_0 = 3 \text{ К}$.

Заключение. Результаты проведенных исследований показывают, что в технологических процессах местного формоизменения тонкостенных профилей при их обработке давлением существенное значение имеют режимы фрикционного нагрева. Интенсивность фрикционного тепловыделения и тепломассоперенос зависят от геометрической формы инструмента (углов α и β , количества граней), частоты вращения и подачи инструмента. Важную роль играет предварительная засверловка отверстия малого диаметра, позволяющая снизить энергозатраты на выполнение технологической операции. Разработаны методы расчета тепловых процессов, возникающих от фрикционного нагрева. Показано, что контактные температуры могут достигать температуры плавления материала стенки.

Рассмотрены особенности геометрии контакта и возникающих пластических течений поверхностных слоев стенки в радиальном и осевом направлении, в том числе и в сторону, противоположную движению инструмента.

Обозначения

t — время; $t_{1,2}$ — время внедрения в стенку первого и второго конусов инструмента; t_T — полное время обработки; P — осевая нагрузка; N — нормальная нагрузка; $A_{a,2}$ — номинальные площади контакта инструмента и стенки; h — толщина стенки; r_1, r_2 — радиусы оснований первого и второго конусов; $r_{\text{ср}}$ — средний радиус внедренной части конуса либо цилиндрической полости; R — расстояние от точечного источника теплоты и от цилиндрической полости; $K_{\text{вз}}$ — коэффициент взаимного перекрытия; ϑ — температура; ϑ_2 — температура стенки; ϑ_0 — начальная температура; $\Delta\vartheta_2$ — приращения температуры стенки; $T_{\text{пл2}}$ — температура плавления стенки; $\lambda_{1,2}, c_{1,2}, \rho_{1,2}, a_{1,2}, L_{1,2}$ — теплопроводность, теплоемкость, плотность, температуропроводность и теплота плавления материалов инструмента и стенки; $q, q_{\text{ср}}$ — интенсивность и средняя интенсивность фрикционного тепловыделения; $q_{1,2}$ — тепловые потоки в инструмент и стенку; α_T — коэффициент распределения тепловых потоков; Q_2 — теплота, аккумулированная стенкой; ω — частота вращения инструмента; v — линейная скорость; n — число граней инструмента; b — ширина контакта у одной грани; T — сила трения; M — момент силы трения; V — объем; $\Delta A'$ — внутренняя площадь цилиндра, образованного путем выноса за пределы стенки объема V' ; $\Delta A''$ — внутренняя площадь цилиндра, образованного путем выноса за пределы стенки объема V'' ; l — длина образованного цилиндра; δ — средняя толщина стенки образованного цилиндра; $HB(\vartheta)$ — «горячая» твердость; σ_T — предел текучести; σ_b — предел прочности; l' — высота усеченного конуса с углом β ; l'' — длина калибрующей части инструмента; S — подача инструмента; P_a — давление на номинальную площадь контакта; Δ_2 — толщина теплового слоя в стенке; Fo — число Фурье; m — масса расплава.

Литература

1. Переверзева О. В., Балакин В. А. Распределение теплоты между трущимися телами // Трение и износ, **13** (1992), № 3, 507—516
2. Балакин В. А., Сергиенко В. П., Комков О. Ю. Теплоперенос в зоне фрикционного контакта при включении дисковых муфт сцепления и тормозов // Трение и износ, **18** (1997), № 4, 450—455
3. Лыков А. В. Тепломассообмен. Справочник. Москва: Энергия (1978)
4. Третьяков А. В., Зюзин В. И. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением. Москва: Metallurgia (1973)

Поступила в редакцию 31.10.97.

Balakin V. A., Kenko V. M. **The harnessing of frictional heating in local forming of thin-wall sections by plastic metal working.**

Of importance in local forming of thin-wall section by plastic metal working is frictional heating condition of wall material. Calculation technique of heat of heta and mass transfer is developed. The contact temperature is shown to attain the melt temperature of the wall. Profile of tool, its rotational speed and feed are of great concern.

© В. А. Балакин, В. М. Кенько, 1998