

УДК 621.952

А. Г. Татьянченко, д-р техн. наук, проф.,
Донецкий национальный технический университет, г. Донецк
Тел./Факс: +38 (062) 3010738; E-mail: sopromat@fimm.donntu.org

ФИЗИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ФОРМИРОВАНИЯ ТЕПЛООВОГО БАЛАНСА ПРИ ЧИСТОВОЙ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ ОСЕВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

Рассмотрены физические предпосылки математического моделирования процесса перераспределения тепловых потоков и формирования теплового баланса в зоне резания при чистовой обработке отверстий осевым инструментом. Тепловые потоки условно разделялись на первичные, соответствующие условиям установившегося теплообмена, и вторичные, возникающие вследствие разности контактных температур при неустановившемся теплообмене в начале и конце отверстия. Показаны физические основы моделирования перераспределения тепловых потоков при обработке резанием и разработан алгоритм формирования теплового баланса при врезании и выходе инструмента из отверстия. Для моделирования процесса перераспределения тепла между разно нагретыми контактными поверхностями впервые предложено использовать модель пластически деформированного «третьего тела». На примере моделирования тепломеханических процессов при развертывании показан процесс стабилизации температуры в зоне резания.

Ключевые слова. Осевой инструмент, обработка резанием, тепловой баланс, первичные и вторичные тепловые потоки, установившийся и неустановившийся теплообмен.

A.G. Tatyanchenko

THE PHYSICAL BASIS FOR THE FORMATION OF THE HEAT BALANCE DURING FINE MACHINING OF HOLES BY THE AXIAL INSTRUMENT

The physical prerequisites of mathematical modeling of the process of redistribution of heat flows and the formation of the thermal balance in the cutting zone during the finishing of holes with an axial tool are considered. Heat flows were conditionally divided into primary, corresponding to the conditions of steady heat exchange, and secondary, arising due to the difference in contact temperatures at the unsteady heat exchange at the beginning and end of the hole. Shows the physical basis for simulation of the redistribution of heat flow in machining and the algorithm of formation of the heat balance for insertion and withdrawal of the tool from the hole. To simulate the process of heat redistribution between different heated contact surfaces, the model of a plastically deformed «third body» is proposed for the first time. The process of temperature stabilization in the cutting zone is shown on the example of modeling of thermal mechanical processes during deployment.

Keyword. Axial tool, cutting, heat balance, primary and secondary heat flows, steady and unsteady heat exchange.

1. Введение

Тепловыделение являются неотъемлемой составляющей процессов механической обработки резанием, оказывающей негативное влияние на точность формы и размеров изделия. Эффективность методов противодействия возникающим при этом термоупругим деформациям во многом зависит от точности и надежности определения температуры в зоне резания. В настоящее время существуют эффективные методы [1,2], позволяющие прогнозировать величину температуры и распределение тепловых потоков в зоне резания между инструментом и деталью для различных видов механической обработки на основе известных теплофизических свойств материала детали и инструмента и параметров режимов резания. Но они применимы только для условий установившегося теплообмена, что не характерно для обработки сквозных отверстий.

Конечно-элементное моделирование теплофизических процессов при обработке сквозных отверстий [3, 4] показало, что использование этих зависимостей для определения температуры детали и инструмента в зоне резания при врезании и выходе осево-

го инструмента может существенно отличаться, что противоречит основному положению теории теплообмена. Это связано с тем, что при определении величины тепловых потоков в инструмент и деталь, полученных для условий установившегося теплообмена, не учитываются действительные размеры и конфигурация инструмента и детали и изменение положения теплового источника в процессе обработки.

Исследования температурного состояния при обработке отверстий показали, что температура инструмента и детали отличается не только по величине, но и по характеру развития на различных этапах обработки. Наиболее близкими к установившемуся процессу являются температуры инструмента и детали при обработке посередине отверстия. В начале и конце отверстия изменение температуры детали вследствие проявления краевого эффекта носит сложный нелинейный характер.

Решение данной проблемы в настоящее время оказывается возможным на основе комплексного термомеханического имитационного моделирования процесса резания. Однако применение такого подхода является весьма трудоемким и не всегда дает адекватные результаты, поскольку требует введения большого количества предварительной информации не только об инструменте и детали, но и целого ряда специфических свойств материалов. Поэтому в данной работе была поставлена задача разработки методов альтернативного моделирования термомеханических процессов без использования термомеханических имитационных моделей.

2. Основное содержание работы

Исследования проводились на основе операции чистовой обработки отверстий, характеризующиеся малым тепловыделением и низкой температурой в зоне резания. Для данного вида механической обработки резанием характерно искажение продольного профиля в начале и конце отверстия за счет краевых эффектов [1, 3]. На возможность наличие вторичных тепловых потоков в этих зонах указывается в работах [5, 6], однако численно это явление до настоящего времени не исследовано. Это связано со сложностью моделирования происходящих при этом процессов, и тем, что основным объектом исследования в теплофизике механической обработки являются установившиеся стационарные тепловые процессы.

Для решения поставленной задачи были использованы конечно-элементные тепловые модели осевого инструмента и детали. Тепловые потоки условно делились на постоянные по величине первичные, определяемые на основе зависимостей [1], и переменные вторичные, возникающие за счет разности температур контактных поверхностей. Основной задачей в работе являлась разработка механизма передачи тепла от более нагретой поверхности к менее нагретой (вторичного теплообмена), который можно было бы интегрировать в существующие конечно-элементные модели без моделирования непосредственного контакта инструмента и детали и процесса резания.

Имитационная модель системы инструмент-деталь рассматривалась как замкнутая адиабатическая. В этом случае вторичные тепловые потоки являлись единственным динамическим фактором, характеризующим изменение теплового баланса.

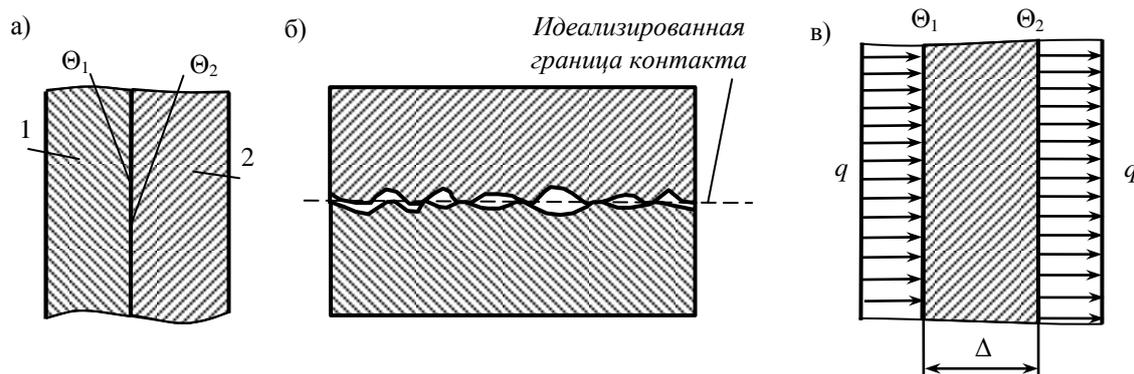


Рис.1. Условия теплового контактного взаимодействия инструмента и детали :
 а) идеальный контакт; б) реальный контакт; в) теплопередача через стенку

Наиболее принципиальным моментом при создании модели с неустановившимся тепловым балансом является создание механизма перераспределения избытков тепла от более нагретой поверхности к менее нагретой. Возникновение вторичных тепловых потоков в теплофизике механической обработки обычно объясняется следующим образом [1] – в процессе работы из-за различной массовой теплоемкости нагрев инструмента и детали первичными тепловыми потоками происходит с различной интенсивностью, что приводит к их неодинаковому нагреву. Вследствие этого происходит перераспределение тепла от более нагретых поверхностей к менее нагретым. Возникающие при этом вторичные тепловые потоки приводят к динамичному выравниванию контактных температур инструмента и детали в процессе обработки. Вторичные тепловые потоки при ортогональном резании возникают по передней и задней поверхности инструмента. При обработке отверстий осевым инструментом вторичные тепловые потоки могут возникать также при контакте по калибрующим ленточкам [5,6]. Поскольку вторичный теплообмен по передней поверхности осуществляется между инструментом и стружкой, вторичными тепловыми потоками по передней поверхности можно пренебречь вследствие принятой адиабатической расчетной модели инструмент-деталь. В силу схожей геометрии механизм передачи тепла от более нагретой поверхности к менее нагретой при контакте по задней поверхности и калибрующей ленточке будет одинаковым. Поскольку в специальной литературе по теплофизике механической обработки отсутствуют аналитические модели вторичного теплообмена между твердыми контактирующими телами, рассмотрим физическую сторону этого процесса.

Как известно, в теории теплопередачи в случае идеального контакта двух твердых тел (рис. 1а) их температуры на контактной поверхности Θ_1 и Θ_2 должны быть равны $\Theta_1 = \Theta_2$. При этом количество теплоты, проходящее через элемент контактной поверхности dF за время $d\tau$ равно

$$dQ = -\lambda \text{grad} \Theta dF d\tau,$$

где $\text{grad} \Theta$ – градиент температуры, вектор, направленный по нормали к изотермической поверхности в сторону возрастания температуры и численно равный изменению температуры на единицу длины нормали

$$\text{grad } \Theta = -\frac{\partial \Theta}{\partial n}.$$

Знак «минус» показывает, что вектор теплового потока направлен в сторону, обратную направлению вектора $\text{grad } \Theta$. Плотность теплового потока определяется основным законом теплопроводности или законом Фурье

$$q = -\lambda \text{grad } \Theta, \quad [\text{Вт/м}^2, \text{Дж/м}^2\text{с}].$$

В случае идеального контакта

$$\lambda_1 \frac{\partial \Theta_1}{\partial n} = \lambda_2 \frac{\partial \Theta_2}{\partial n}.$$

Количество тепла Q , прошедшее через изотермическую поверхность F за время τ равно

$$Q = -\int_0^{\tau} dt \int_F \lambda(\Theta) \text{grad } \Theta dF. \quad (1)$$

Таким образом, наличие теплового потока между двумя твердыми телами и его величина (1) определяется в первую очередь температурным градиентом $\text{grad } \Theta$, характеризующим перепад температур. С другой стороны, условие $\Theta_1 = \Theta_2$ делает этот температурный перепад невозможным.

Однако, анализ исследований [7] показывают, что при теплопередаче между двумя твердыми телами соотношение $\Theta_1 = \Theta_2$ не всегда выполняется за счет погрешностей контактных поверхностей (рис.1б). При резании разность температур двух твердых тел в зоне контакта оказывается возможной за счет существования тонкого пограничного промежуточного слоя. В этом случае процесс теплообмена между двумя твердыми телами с различной температурой с определенной степенью допущения будет соответствовать процессу теплопередачи через промежуточную стенку. Для плоской стенки толщиной Δ (рис.1в) теплопередача характеризуется тепловым потоком ($\Theta_1 > \Theta_2$):

$$q = \frac{1}{\Delta} \int_{\Theta_2}^{\Theta_1} \lambda(\Theta) d\Theta,$$

или, при $\lambda = (\lambda(\Theta_1) + \lambda(\Theta_2))/2$,

$$q = \frac{\lambda}{\Delta} (\Theta_1 - \Theta_2).$$

Общее количество тепла Q , прошедшее через площадку контакта F за период времени τ равно

$$Q = \frac{\lambda F \tau}{\Delta} (\Theta_1 - \Theta_2), \quad (2)$$

где λ - среднее значение коэффициента теплопроводности в интервале температур $\Theta_1 \geq \Theta \geq \Theta_2$, τ - время контакта, Θ_1 - средняя температура на площадке контакта первого тела, Θ_2 - средняя температура на площадке контакта второго тела.

Величина Δ в контактных задачах имеет определенный физический смысл. Согласно исследованиям Б. Боли и Дж. Уэйнера [7], вследствие естественной шероховатости физическое соприкосновение двух тел происходит только по некоторым выступающим участкам поверхности (рис.1б). Именно переходная зона в пределах шероховатости двух контактирующих тел и определяет величину Δ . Для учета теплопередачи при подобном неплотном контакте обычно вводится понятие контактного сопротивления R (или контактной проводимости $1/R$). В этом случае интенсивность теплового потока от первого тела ко второму определяется зависимостью

$$\lambda_1 \frac{\partial \Theta}{\partial n_1} = \frac{1}{R} (\Theta_2 - \Theta_1). \quad (3)$$

Условие (3) подтверждается экспериментальными наблюдениями [7], согласно которых поток тепла через зону контакта двух поверхностей приблизительно пропорционален разности температур. В общем случае контактное сопротивление R учитывает не только шероховатость контактных поверхностей, но и давление между ними, свойства материалов и др. В литературе [7] приводятся значения контактного сопротивления различных соединений, полученные экспериментальным путем. Однако применительно к условиям резания, при которых контакт сопровождается интенсивными пластическими деформациями, таких данных нет. Приближенно величину контактного сопротивления можно определить из предположения, что механизм передачи тепла при контакте двух твердых тел с учетом шероховатости (рис.1б) идентичен механизму теплопередачи через стенку между двумя телами с различной температурой (рис.1в). Приравнявая (2) и (3), получаем

$$h = \frac{1}{R} = \frac{\lambda}{\Delta}, \quad (4)$$

то есть, величина контактного сопротивления пропорциональна коэффициенту теплопроводности и обратно пропорциональна толщине промежуточного слоя.

Для определения толщины промежуточного слоя воспользуемся положениями гидродинамической теории трения. Согласно этой теории [8] во время движения одного твердого тела по поверхности другого в результате трения в зоне контакта образуется тонкий слой пластически деформированного материала, получивший название «третьего тела» [8] и рассматриваемый обычно в качестве жидкой прослойки. Известно, что процесс резания также сопровождается пластическими деформациями поверхностного слоя детали при движении по ее поверхности инструмента. Эти очевидные аналогии позволяют использовать при определении толщины промежуточного слоя гидродинамическую теорию трения.

Представление промежуточного слоя в жидкой фазе позволяет использовать в гидродинамической теории трения известные зависимости, полученные при обтекании твердого тела потоком жидкости [7]. Так, толщина промежуточного слоя при трении между двумя твердыми телами принимается равной толщине промежуточного слоя (рис.2) при обтекании нагретого твердого тела потоком жидкости или газа [7]

$$\delta(x) = \frac{4,64x}{\sqrt{Re}}, \tag{5}$$

где x - координата точки в зоне контакта по ходу движения.

Исследования Н.М. Клементьева [8] показали, что при трении двух металлов при $Re = \rho Vx / \mu$ зависимость (5) имеет вид

$$\delta(x) = 4,64 \sqrt{\frac{x\mu}{\rho V}}, \tag{6}$$

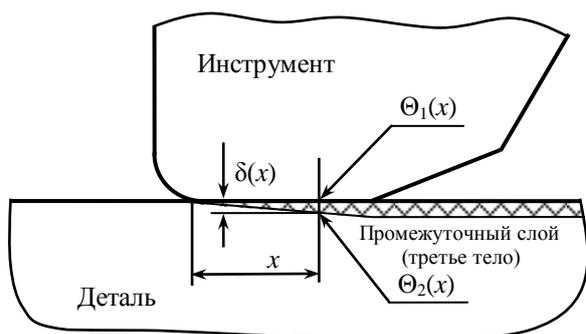


Рис.2. Формирование пограничного слоя по задней поверхности при резании

где ρ - плотность материала промежуточного слоя, μ - коэффициент вязкости материала промежуточного слоя в жидкой фазе, V - скорость относительного движения двух твердых тел. Согласно данным [8], для большинства металлов в жидком состоянии $Re \approx 10^7$ и тогда зависимость (5) принимает вид

$$\delta(x) \approx \frac{x}{681,525}. \tag{7}$$

Очевидно, что процесс вторичного теплообмена является непрерывным. Однако, с учетом особенностей выбранной математической модели распределения тепла в детали, этот процесс можно представить пошагово в дискретном виде. При этом за один шаг процесса движения инструмента вдоль оси отверстия можно принять величину подачи на один оборот инструмента. Таким образом, задача будет сводиться к определению порций вторичных тепловых потоков, возникших в контактных зонах для $n = L/S$ положений инструмента. Будем полагать, что условия контакта инструмента и детали остаются неизменными для одного положения инструмента. Время контакта для одного положения будет равно:

$$\tau = \frac{\pi d}{V}.$$

Для определения величины «порции» вторичного тепла используем осредненные значения температур детали и инструмента в зоне контакта и средние значения толщины промежуточного слоя.

Средние температуры детали в зоне контакта по задней поверхности $\Theta_{\partial_3}^{cp}$ и калибрующей ленточке $\Theta_{\partial_k}^{cp}$ определяются в центре проекции зоны контакта (рис.3а).

Средние значения температур инструмента в зоне контакта по задней поверхности $\Theta_{из}^{cp}$ и по калибрующей ленточке $\Theta_{ик}^{cp}$ определяются в центре контактных зон (рис.3б).

Средние толщины промежуточного слоя по задней поверхности δ_3^{cp} и калибрующей ленточке δ_k^{cp} будут определяться согласно (6) зависимостями:

$$\delta_3^{cp} = 2,32 \sqrt{\frac{\mu l_3}{\rho V}}, \quad (8)$$

$$\delta_k^{cp} = 2,32 \sqrt{\frac{\mu h_k}{\rho V}}, \quad (9)$$

или приближенно, согласно (7):

$$\delta_3^{cp} = \frac{l_3}{1363,05}, \quad (10)$$

$$\delta_k^{cp} = \frac{h_k}{1363,05}. \quad (11)$$

Площадь контактных площадок по задней поверхности S_3 и калибрующей ленточке S_k будет равна:

$$S_3 = \frac{tl_3}{\sin \varphi},$$

$$S_k = h_k l_k.$$

Согласно (2) количество теплоты, перераспределенной за один шаг в результате разности температур контактных поверхностей с учетом (8)-(11) будет равно по задней поверхности

$$\Delta Q_{из} = -\Delta Q_{дз} = \frac{1363,05 \lambda_d t \pi d}{V \sin \varphi} (\Theta_{из}^{cp} - \Theta_{дз}^{cp}), \quad (12)$$

по калибрующей ленточке

$$\Delta Q_{ик} = -\Delta Q_{дк} = \frac{1363,05 \lambda_d l_k \pi d}{V} (\Theta_{ик}^{cp} - \Theta_{дк}^{cp}). \quad (13)$$

Порции тепла (12) и (13) не изменяют общего баланса тепла, а лишь перераспределяют его между инструментом и деталью. С учетом (12) и (13), общее количество тепла, поступившее в деталь и инструмент за один оборот инструмента, будет равно:

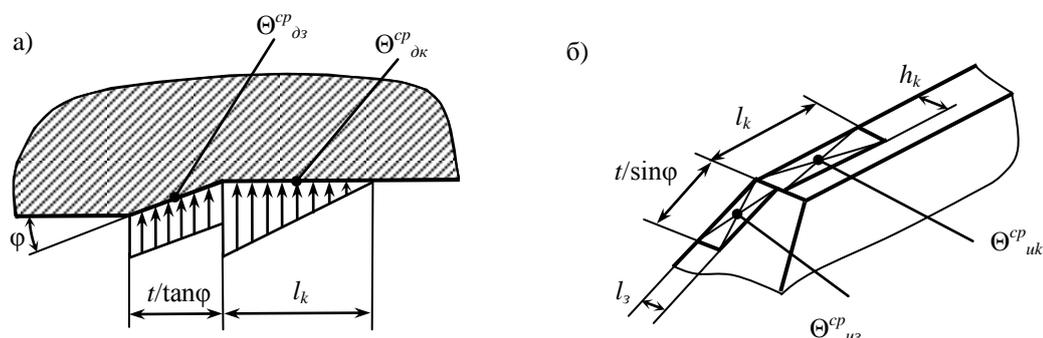


Рис.3. Схема определения средних контактных температур инструмента и детали по задней поверхности и калибрующей ленточке

$$Q_{д}^* = Q_{д} \pm \Delta Q_{дз} \pm \Delta Q_{дк}, \quad (14)$$

$$Q_{уз}^* = Q_{уз} \pm \Delta Q_{уз}, \quad (15)$$

$$Q_{ук}^* = Q_{ук} \pm \Delta Q_{ук}. \quad (16)$$

При этом добавки (12) и (13) не влияют на характер действия тепловых потоков на задней поверхности и калибрующей ленточке, а только изменяют их величину.

Таким образом, предложенный механизм определения вторичных тепловых потоков на основе зависимостей (12) и (13) и переопределения суммарных тепловых потоков на основе зависимостей (14)-(16) отражает реальные физические процессы, происходящие в процессе механической обработки, учитывает геометрию контактных поверхности и может быть использован при исследовании как вторичных тепловых потоков, так и при исследовании неустановившегося теплообмена в целом.

Использование зависимостей (12)-(16) для аналитического исследования невозможно, поскольку в качестве исходных данных в них выступают текущие контактные температуры. Однако эти зависимости могут быть легко интегрированы в процесс конечно-элементного моделирования тепловых процессов. Поскольку стандартные пакеты МКЭ не предусматривают подобного интегрирования, для этого необходимо создание управляющих программ, включающих механизм переопределения тепловых потоков. Наиболее перспективным является создание параметрических моделей инструмента и детали (моделей с управляемыми геометрическими и другими входными параметрами) на внутреннем языке программных комплексов МКЭ в виде программного продукта с внедрением в него механизма перераспределения тепла.

Для программного комплекса МКЭ ANSYS внутренним языком является язык APDL, совместимый с языком FORTRAN. Поэтому создание управляющих программ в этом пакете не представляет никаких трудностей.

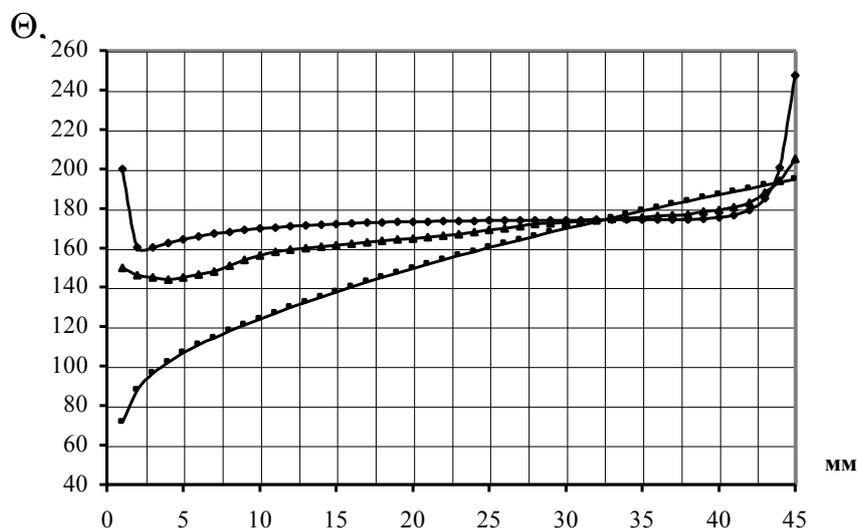


Рис. 4. Расчетная температура в зоне резания :

- 1 - детали при неустановившемся теплообмене
- 2 - инструмента при неустановившемся теплообмене
- 3 - при установившемся теплообмене

—●— 1 —■— 2 —▲— 3

Использование предложенного механизма при исследовании неустановившихся тепловых процессов при чистовой обработке отверстий осевым инструментом показал итерационных процессов формирования теплового баланса. На рис. 4 приведена характерная диаграмма формирования теплового баланса и установления температуры Θ в зоне резания по мере обработки сквозного отверстия при одном из вариантов зенкерования сквозного отверстия глубиной 45 мм.

3. Выводы

- 1) Впервые в теплофизических расчетах процессов механической обработке для перераспределения тепловых потоков использована модель «третьего тела».
- 2) Использование предложенного механизма перераспределения тепла позволяет избежать имитационного моделирования термомеханических процессов и ограничиться использованием только конечно-элементных тепловых моделей, что значительно снижает трудоемкость и время расчета.
- 3) Использование зависимостей (12)-(16) позволяет сделать процесс теплового нагружения расчетных моделей инструмента и детали гибким и динамичным, и позволяют максимально приблизить модель теплообмена между двумя разно нагретыми телами к реальному тепловому процессу при механической обработке.
- 4) Предложенный механизм формирования теплового баланса может быть использован и для других видов механической обработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. – М.: Машиностроение, 1990. – 288с.
2. Силин, С.С. Метод подобия при резании металлов. – М.: Машиностроение, 1979. –152с.
3. Татьяначенко, А.Г. Влияние термоупругих деформаций на точность продольного профиля отверстия при чистовой лезвийной обработке / Наукові праці Донецького технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип.110. – Донецьк: ДонНТУ, 2006. – С.42-48.
4. Татьяначенко, А.Г., Малышко И.А., Сурженко А.Н. Развитие методов прогнозирования продольного профиля отверстия при чистовой обработке осевым инструментом / Сборник научных работ ДонНТУ. Серия «Машиностроение». Выпуск 10. – Донецк, 2013. – С.47-54.
5. Якимов А.В., Слободяник П.Т., Усов А.В. Теплофизика процессов механической обработки. – Киев–Одесса: Лыбидь, 1991. – 240с
6. Ящерицын П.И., Еременко М.Л., Фельдштейн Е.Э. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах. – Минск: Вышэйшая школа, 1990. – 512с.
7. Боли Б., Уэйнер Дж. Теория температурных напряжений. – М.: Мир, 1964. – 520с.
8. Клементьев, Н.М. Температурная зависимость внешнего трения металлов и неметаллов в газах и вакууме. – Воронеж: Центрально–черноземное книжное издательство, 1969. – 136с.

Поступила в редколлегию 05.05.18