

УДК 621.91:536.2

Ю.Г. Кравченко, канд. техн. наук, Дніпропетровськ, Україна

РОЗВИТОК ТЕОРЕТИЧНОГО ВИЗНАЧЕННЯ КОНТАКТНИХ ТЕМПЕРАТУР ПРИ РІЗАННІ

Приведені три основні рівні удосконалення розрахунку контактних температур на лезі. На прикладі порівняльних розрахунків показана перевага сучасної методики з авторськими розробками по температурним полям.

Приведены три основные уровни совершенствования расчета контактных температур на лезвии. На примере сравнительных расчетов показано преимущество современной методики с авторскими разработками по температурным полям.

Three basic levels of improvement in calculation of contact temperature on cutting edge are given. By way of the example of comparative calculations one can see the advantage of modern method authoring on temperature fields.

Вступ

Серед показників оптимізаційної моделі процесу різання в системі заготовка – лезо – стружка (ЗЛС) контактна температура в найбільшій ступені впливає на наробіток різального інструменту. Тому проблемі удосконалення методів її виміру і аналітичного розрахунку приділяється належна увага з самого початку розвитку науки про різання /1, 2/.

Практично всі сучасні теоретичні дослідження температури різання ґрунтуються на виразі температури точечного миттєвого джерела теплоти і методі джерел /3, 4, 5, 6, 7/.

Значимі розрахунки температури деформації в площині зсуву P_ϕ і температурного поля C від тертя з передньою поверхнею A_γ мала робота П.І. Бобрика /8/, де визначалась температура лише на контакті C з A_γ без зв'язку з тепловими процесами на задній A_α поверхні L .

Специфічні дослідження теплових процесів різання методами подібності С.С. Сіліна /9, 10/ базуються на формулі температури деформації в площині P_ϕ /9/, а контактні температури тертя на A_γ і A_α визначались через баланс механічної і теплової енергії теплообміну в системі ЗЛС.

Найбільшу зацікавленість набула методика розрахунків А.Н. Резнікова /2, 11/ на основі рівнянь температур швидкорухомих джерел (ШРД) C і 3 та смугових безперервних джерел (СБД) L всієї системи теплообміну при стружкоутворенні для визначення підсумкових потоків теплоти через

контактні ділянки A_γ і A_α . Незважаючи на кодування джерел /11/, розуміння і вибір функцій температурних полів залишилися складними.

Мета дослідження – опробування нових розробок в системі методики розрахунків температури різання для інженерного рівня.

Постановка задачі:

Виникаюча в процесі різання теплота

$$Q = Q_s + Q_{\mu\gamma} + Q_{\mu\alpha} \quad (1)$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{в площині } P_\phi \text{ зсуву} \\ \text{на передній } A_\gamma \text{ поверхні} \\ \text{на задній } A_\alpha \text{ поверхні} \end{array} \right\} \begin{array}{l} Q_s = (P_z - F_\alpha) \cdot V - F_\gamma \cdot V_c, \\ Q_{\mu\gamma} = F_\gamma \cdot V_c, \\ Q_{\mu\alpha} = F_\alpha \cdot V \end{array} \quad (2)$$

(тут P_z – дотична складова сили різання; F_γ і F_α – сили тертя на A_γ і A_α ; V і $V_c = V/k_a$ – швидкості різання і збігу стружки; k_a – коефіцієнт потовщення стружки) розподіляється між рухомими З, Л і С шляхом теплопровідності, тому в зоні стружкоутворення маємо складне переплетіння теплових потоків (рис. 1):

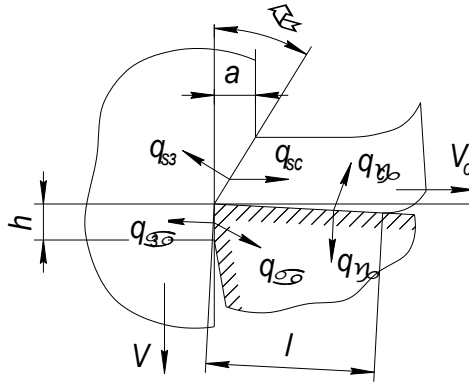


Рисунок 1 – Схема розповсюдження теплових потоків

$$\left. \begin{array}{l} Q_c = Q_{sc} + Q_{\mu\gamma} - Q_{\gamma i} \\ Q_z = Q_{s3} + Q_{\mu\alpha} - Q_{\alpha i} \\ Q_L = Q_\gamma + Q_\alpha \end{array} \right\} \quad (3)$$

Для розрахунку температур на контактних поверхнях необхідно знати густину (інтенсивність) теплових потоків q_γ і q_α , а для цього потрібно визначити теплову потужність Q_γ і Q_α , що в свою чергу вимагає аналізу всієї системи теплообміну. Це вирішується на основі рівнянь теплового балансу (1), (3) і, значно складніше, теплопровідності з відповідними межовими умовами для кожного тіла із системи ЗЛС.

Формули коефіцієнта розподілу теплоти деформації в P_ϕ між З і С

$$b^* = 1 / \left[1 + \left(\ln \frac{b' \cdot q_s \cdot \omega}{\lambda \cdot V \cdot \sin \phi} \right)^{-1} \right] \quad (4)$$

та температури деформації (стружки)

$$\theta_s = b^* \cdot q_s \cdot \omega / (\lambda \cdot V \cdot \sin \phi) \quad (5)$$

отримані в роботах /12, 13/,

де b' – попередній коефіцієнт розподілу; $q_s = Q_s \cdot \sin \phi / (a \cdot b)$ – густина тепловиділення (a і b – товщина і ширина зрізу, ϕ – кут зсуву); і ω – коефіцієнти тепло- і температуропровідності матеріалу З.

Двома різними підходами розрахунку доведено /13, 14/, що температура в точці перерізу площин основної P_n і зсуву P_ϕ (різальної кромки К) має більш низький рівень від середньої температури деформації θ_s (за рахунок кращих умов тепловідводу в поверхніст R різання З, ніж в кінці P_ϕ на зовнішній адіабатичній поверхні З) і згідно /14/ дорівнює

$$\theta_k = \theta_s (1 - 0.5 \cdot m_\phi), \quad (6)$$

де $m_\phi = \phi / 90^\circ$ – поправочний коефіцієнт на відбиті джерело і стік потоку теплоти для клиновидного тіла з кутом зсуву ϕ .

Середнє значення залишкової температури на поверхні R виражається функцією

$$F_h = \frac{2}{7} \left[\frac{\psi^{3.5} - 1}{\psi - 1} - \sqrt{\psi - 1} (1.875 + 1.5\psi + \psi^2) \right], \quad \psi > 1 \quad (7)$$

з параметром $\psi = 1 + h/l_k$ (h – величина зносу леза по A_γ , $l_k = a/tg\phi$ – довжина проекції площини P_ϕ на P_n , при товщині зрізу a).

Добуток (6) і (7) дає температуру З на ділянці h поверхні різання R /14/

$$\theta_h = \theta_k \cdot F_h. \quad (8)$$

Методи визначення густин q_γ , q_α і відповідних контактних температур θ_γ , θ_α є предметом наступних викладок.

Модель розрахунку прийнята для схеми вільного і умов сухого різання.

Основна частина

Еволюцію розвитку розрахунків температури можна розділити на три стадії (рівня)

1. Перший рівень. Початково передбачалось рішення через коефіцієнт розподілу теплоти тертя між C і L на A_γ та $З$ і L на A_α , який визначався по методу /5/ на основі рівності контактних температур на поверхні L від ШРД /11, 15/

$$\theta_{ш} = \frac{(1 - b_\mu) \cdot q_\mu \cdot k_\phi \sqrt{\omega_3 \cdot l}}{\lambda_3 \sqrt{\pi V}} \quad (9)$$

і СБД /11, 16/

$$\theta_6 = \frac{b_\mu \cdot q_\mu \cdot l}{\pi \lambda_n} \cdot U_n, \quad (10)$$

де q_μ – густина теплового джерела; l (або h) – довжина контакту тертя; k_ϕ – коефіцієнт форми джерела (епюри розподілу напружень між парами тертя) /15/; V – швидкість ШРД; індекси $з$ і $л$ при коефіцієнтах λ і ω відносяться до матеріалу $З$ і L ;

$$U_n = 2,423 + \ln F_o + (6 \cdot F_o)^{-1} \quad (11)$$

з критерієм Фур'є $F_o = \omega_n \cdot \tau / l^2$ (τ – час дії джерела) – функція середнього значення контактної температури на A_γ або A_α /16/.

Із (9) і (10) після скорочення параметра q_μ і введення критерію Пекле $P_e = V \cdot l / \omega_3$ маємо

$$b_{\gamma(\alpha)} = 1 / \left(1 + \frac{\lambda_3}{\lambda_n \sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{P_e}{k_\phi}} \cdot U_n \right). \quad (12)$$

Значення температури тертя визначається по одній із формул (9) або (10). Потім до цього значення додається залишкова температура стружки θ_s (5) або заготовки θ_n (8) після первісної теплоти деформації Q_s (2).

2. Другий рівень. Подальший розвиток був пов'язаний з усвідомленням заниження контактної температури тертя через відвід теплоти від ШРД (C або

3) в тіло Л за рахунок теплопровідності. Роздільно складаються рівняння контактних температур для С і З та відповідних ділянок A_γ і A_α :

$$\begin{aligned}\theta_{sc} + (\theta_{\mu\gamma} - \theta_{\gamma l}) &= \theta_\gamma; \\ \theta_{\alpha z} + (\theta_{\mu\alpha} - \theta_{\alpha l}) &= \theta_\alpha.\end{aligned}$$

Різниця в дужках означає температуру від ШРД теплоти тертя, яка поглинається С або З. Права сторона – температура від СБД на Л.

3 формулами (9) і (10) без коефіцієнта b_μ рівняння приймають змістовний вид:

$$\begin{aligned}\theta_{sc} + \frac{k_{\phi\gamma} \cdot \sqrt{\omega_3 \cdot l}}{\lambda_3 \sqrt{\pi \cdot V_c}} (q_{\mu\gamma} - q_\gamma) &= \frac{q_\gamma \cdot l}{\pi \cdot \lambda_\pi} \cdot U_\gamma; \\ \theta_{\alpha z} + \frac{k_{\phi\gamma} \cdot \sqrt{\omega_3 \cdot h}}{\lambda_3 \sqrt{\pi \cdot V}} (q_{\mu\alpha} - q_\alpha) &= \frac{q_\alpha \cdot h}{\pi \cdot \lambda_\pi} \cdot U_\alpha.\end{aligned} \tag{13}$$

Розв'язання (13) дає значення q_γ і q_α , а в підсумку θ_γ і θ_α .

3. Третій рівень. Сучасною основою розрахунків стала система взаємовпливу температурних полів поверхонь A_γ і A_α леза /2/ з функціями /17/

$$\left. \begin{aligned}T_\gamma &= 4.476 + 2\pi \frac{l}{h} + \frac{h^2}{12l^2} \ln \frac{4l^2 + h^2}{h^2} + \frac{2l^2 + h^2}{12\omega\tau} - \\ &- \ln \frac{4l^2 + h^2}{\omega\tau} - \frac{16l}{3h} \operatorname{arc\,tg} \frac{h}{2l} - \frac{4l^2 + h^2}{lh} \operatorname{arc\,tg} \frac{h}{2l}; \\ T_\alpha &= 4.476 + 2\pi \frac{h}{l} + \frac{l^2}{12h^2} \ln \frac{4h^2 + l^2}{l^2} + \frac{2h^2 + l^2}{12\omega\tau} - \\ &- \ln \frac{4h^2 + l^2}{\omega\tau} - \frac{16h}{3l} \operatorname{arc\,tg} \frac{l}{2h} - \frac{4h^2 + l^2}{lh} \operatorname{arc\,tg} \frac{2h}{l}.\end{aligned} \right\} \tag{14}$$

При $h = 0$ або $l = 0$ вирази T_π (14) скорочуються до U_π (11) /16, 17/.

Температура Л в головній січній площині P_τ від джерел на поверхнях A_γ і A_α по рис. 2 $\theta(I_1) = 0,5[\theta(I_\gamma) + \theta(I_\alpha)]$ дорівнює /2, 7/

$$\theta_n(I_1) = \sum_{n=1}^{n=4} \theta(I_n) = 2[\theta(I_\gamma) + \theta(I_\alpha)]. \quad (15)$$

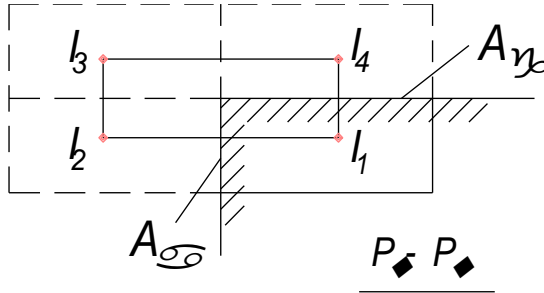


Рисунок 2 – Розташування відбитих (фіктивних) джерел $I_2 - I_4$ для прямого клина

Вираз (15) представляє собою праву частину системи (13), де до контактної температури θ_γ або θ_α з функцією U_n (11) додається середнє значення температурного поля (по довжині і глибині в площині P_τ) від СБД другої сторони L (клина) з функцією T_n (14).

Ліва частина (13) з контактною температурою від ШРД містить коефіцієнти форми джерел $k_{\phi\gamma}$ для $C/15, 18/$ і $k_{\phi\alpha}$ для $3/15/$. Як і при виводі виразу функції U_n (11) для СБД, розподіл густини стоку теплоти q_n в тіло L приймається рівномірним з коефіцієнтом $k_{\phi n} = 1,333/11, 15/$.

Невідомі q_γ і зі знаком мінус q_α (тепловий потік спрямований від «гарячого» L до «холодної» 3) визначається із двох пов'язаних між собою рівнянь

$$\left. \begin{aligned} \theta_{sc} + \frac{k_{\phi\gamma}}{\lambda_3} \sqrt{\frac{\omega_3 \cdot l}{\pi \cdot V_c}} (q_{\mu\gamma} - k_{\phi n} \cdot q_\gamma) &= \frac{2}{\pi \lambda_n} (q_\gamma \cdot l \cdot U_\gamma + q_\alpha \cdot h \cdot T_\alpha) \\ \theta_{\alpha z} + \frac{k_{\phi\gamma}}{\lambda_3} \sqrt{\frac{\omega_3 \cdot h}{\pi \cdot V}} (q_{\mu\alpha} - k_{\phi n} \cdot q_\alpha) &= \frac{2}{\pi \lambda_n} (q_\alpha \cdot h \cdot U_\alpha + q_\gamma \cdot l \cdot T_\gamma) \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

Пошукові θ_γ і θ_α дорівнюють сумі складових лівої або правої частин (16).

Аналіз на прикладі розрахунку

Аналітичні викладки підкріплені відповідними розрахунками на основі вихідних даних /2, 19/:

заготовка – сталь 12X18H9T, $\lambda = 22,6 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$, $\omega = 5 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$;
 лезо – твердий сплав ВК8, $\lambda = 54,4 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$, $\omega = 24,6 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$;
 умови різання – $a = 0,31 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $b = 4 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $V = 1 \text{ м}/\text{с}$, $\gamma = 15^\circ$,
 $h = 0,1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$, $\tau = 300 \text{ с}$, параметри стружкоутворення $K_\alpha = 1.8$ та $\phi = 32^\circ$;
 складові сили різання, $H - P_z = 2560$, $P_y = 1250$, $P_x = 600$,
 $F_\alpha \approx N_\alpha \approx 55$.

Обчислення виконані по наступному алгоритму.

1. Складова сили різання в основній площині P_{yx}

$$P_{yx} = \sqrt{P_y^2 + P_x^2} = 1386,5 \text{ Н.}$$

Сила тертя на передній поверхні A_γ

$$F_\gamma = (P_z - F_\alpha) \cdot \sin \gamma + (P_{yx} - N_\alpha) \cdot \cos \gamma = 1934,5 \text{ Н.}$$

2. Потужність та густина тепловиділення в площині зсуву P_ϕ

$$Q_s = \left(P_z - \frac{F_\gamma}{K_\alpha} - F_\alpha \right) \cdot V = 1430,5 \text{ Вт};$$

$$q_s = Q_s \cdot \sin \phi / (a \cdot b) = 611,3 \cdot 10^6 \text{ Вт}/\text{м}^2.$$

3. Коефіцієнт розподілу теплоти деформації (4) $b^* = 0.844$ і температура стружки (5) $\theta_s = 216^\circ\text{C}$.

4. Температура на початку P_ϕ (6)

$$\theta_k = \theta_s (1 - 0.5 \cdot \phi/90) = 216 \cdot 0.822 = 178^\circ\text{C}.$$

5. Значення параметра $\psi = 1 + h \cdot tg \phi / a = 1,202$ і функції (7) $F_h = 0.62$ та температури на ділянці h поверхні різання (8)

$$\theta_h = \theta_k \cdot F_h = 110.3 \text{ }^\circ\text{C}.$$

6. Довжина контакту стружки з поверхнею A_γ леза /20, 21/

$$l = a \cdot K_\alpha^{0.1} \left[K_\alpha (1 - tg \gamma) + \frac{2}{\cos \gamma} \right] = 1,11 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

7. Параметри Пекле, Фур'є і функція U_λ (11) для поверхонь A_γ і A_α :

$$\begin{aligned} P_{e\gamma} &= V_c \cdot l / \omega_3 = 123, & P_{e\alpha} &= V \cdot h / \omega_3 = 20; \\ F_{o\gamma} &= \omega_\lambda \cdot \tau / l^2 = 5990, & F_{o\alpha} &= \omega_\lambda \cdot \tau / h^2 = 738 \cdot 10^3; \\ U_\gamma &= 11,12, & U_\alpha &= 15,935. \end{aligned}$$

8. Густина теплового джерела тертя на поверхнях A_γ і A_α , $\text{Вт}/\text{м}^2$:

$$q_{\mu\gamma} = F_{\gamma} \cdot V_c / (l \cdot b) = 242,2 \cdot 10^6; \quad q_{\mu\alpha} = F_{\alpha} \cdot V / (h \cdot b) = 137,5 \cdot 10^6.$$

9. Значення функцій взаємовпливу T_n (14) температурних полів леза на контактні температури

$$T_{\alpha} = 11,327; \quad T_{\gamma} = 10,988.$$

Порівняльні результати решти розрахунків по рівням (варіантам) зведені в табл. 1.

Таблиця 1 – Значення теплофізичних показників процесу різання

Найменування показника, позначення та розмірність		Числове значення для рівнів		
		I	II	III
Коефіцієнт розподілу теплоти тертя (12)	$\frac{b_{\gamma}}{b_{\alpha}}$	$\frac{0,040}{0,058}$		
Густина теплового потоку на передній A_{γ} та задній A_{α} поверхнях, Вт/м ²	$\frac{q_{\gamma c}}{q_{\gamma л}} \cdot 10^6$	$\frac{232,5}{9,7}$	$\frac{12,52}{19,12}$	$\frac{15,93}{-107,35}$
	$\frac{q_{\alpha з}}{q_{\alpha л}} \cdot 10^6$	$\frac{129,5}{8,0}$		
Температура тертя (9), (10), °C	$\frac{\theta_{\gamma \mu}}{\theta_{\alpha \mu}}$	$\frac{698,0}{74,4}$		
Сумарна температура, °C	$\frac{\theta_{\gamma}}{\theta_{\alpha}}$	$\frac{914,0}{184,7}$	$\frac{903,8}{178,3}$	$\frac{877,5^*}{271,3}$
Розподіл теплових потужностей (3), $\frac{\text{Вт}}{\text{частка}}$	Q_c	$\frac{2238,8}{0,875}$	$\frac{2226,2}{0,870}$	$\frac{2211,2}{0,864}$
	Q_z	$\frac{275}{0,107}$	$\frac{270,6}{0,105}$	$\frac{321,0}{0,125}$
	Q_{λ}	$\frac{46,2}{0,018}$	$\frac{63,2}{0,025}$	$\frac{27,8}{0,011}$

*Примітка: в роботах /2, 11/ $\theta_{\gamma} = 966 - 943$ °C і за рахунок завищеної температури $194 - 191$ °C (деформації) поверхні рівня $\theta_{\alpha} = 303 - 312$ °C.

Із отриманих даних табл. 1 слідує, що по мірі удосконалення розрахунків масмо зростання густини теплових потоків в лезо $q_{ул}$ і $q_{ал}$. Найменшу частку поглинання теплоти стружкою Q_c і найбільшу – заготовкою Q_z дає баланс системи теплообміну сучасної III методики розрахунків. При цьому в Л на нагрів державки залишається лише $Q_n = 27,8$ Вт теплової потужності, що цілком правдоподібно. Такі тенденції по зміні $q_{ул}$, $q_{ал}$ і Q_c , Q_z спричиняють деяке зменшення і суттєве збільшення відповідних контактних температур θ_γ і θ_α .

Подальші розробки мають бути направлені на удосконалення розрахунків температурного поля контактної поверхні Л з двома боковими адіабатичними поверхнями, функції взаємовпливу контактних температур передньої та задньої поверхонь Л і залишкової температури на поверхні різання З.

Автор з вдячністю сприйме фахові зауваження по наведеним викладкам.

Висновки:

1. Початкові перший та другий рівні розрахунків на основі коефіцієнта розподілу тепловиділення між парами тертя і рівності температур швидкорухомого та смугового безперервного джерел теплоти призводять до занижених значень контактної температури на задній поверхні леза.

2. Наближені до отриманих методом вимірювання значення температур на передній і задній поверхнях леза досягаються розрахунками сучасного третього рівня на основі балансу теплообміну всієї системи стружкоутворення.

3. Запропонована методика ґрунтується на аналітичних визначеннях:

- коефіцієнта розподілу теплоти деформації між стружкою і заготовкою;
- залишкової температури на поверхні різання;
- коефіцієнтів форми швидкорухомих джерел теплоти;
- температурного поля на контактній поверхні леза;
- температурного поля леза в головній січній площині.

4. Достовірність і розрахункова спроможність нових розробок підтверджуються прикладом розрахунків.

5. За рахунок авторських формул функцій температурних полів на контактній поверхні і в головній січній площині леза скорочена на третину кількість переходів (позицій) алгоритму розрахунку.

Список використаних джерел: 1. *Мальшев В.И.* Очерки истории науки о резании материалов. – Тольятти: ТГУ, 2011. – 216 с. 2. *Резников А.Н.* Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 288с. 3. *Карслоу Г.С.* Теория теплопроводности. – М. – Л.: ГИТТЛ, 1947. – 288с. 4. *Рыкалин Н.Н.* Тепловые основы сварки. – М. – Л.: Изд-во АН СССР, 1947. – 271с. 5. *Егер Д.К.* Движущиеся источники тепла и температура трения. – Сб. переводов иностр. литер. Прикладная механика и машиностроение. – М.: Изд-во ИЛ, 1952. – №6. – С.22 – 39. 6. *Рыкалин Н.Н.* Расчеты тепловых процессов при сварке. – М.: Машгиз, 1951. – 296с. 7. *Карслоу Г.С., Егер Д.К.* Теплопроводность твердых тел – М.: Наука, 1964. – 488 с. 8. *Бобрин П.И.* Анализ теплового поля зоны резания при обработке жаропрочных сталей и сплавов Л.И. Бобрин// Тепловые явления и обрабатываемость резанием авиационных материалов: Труды МАТИ. – №64. – М.: Машиностроение, 1966. – С. 9-48. 9. *Силин С.С.* Исследование процессов резания методами теории подобия. – Труды Рыбинского вечерн. технол. ин-та, №1. – Ярославль: Изд-во Верхняя Волга, 1966. – С.5-54. 10. *Силин С.С.* Методы подобия при резании металлов. – М.: Машиностроение, 1979. – 152с. 11. *Резников А.Н.* Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 12. *Кравченко Ю.Г.* Распределение теплоты деформации в плоскости сдвига. – Теплофизические и технологические аспекты повышения эффективности машиностроительного производства: Труды III междунар. науч.-техн. конф. (Резниковские чтения). – Тольятти: ТГУ, 2011. – С.49-52. 13. *Кравченко Ю.Г.* Визначення коефіцієнта розподілу теплоти деформації в площині зсуву і температури на поверхні різання. – Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2013. – Вып.83. –С.155–167. 14. *Кравченко Ю.Г.* Температурне поле заготовки від ШРД теплоти деформації в площині зсуву. – Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч. – техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2012. – Вып. 81. – С.131-139. 15. *Кравченко Ю.Г., Савченко Ю.В.* Визначення коефіцієнтів форми швидкорухомих джерел теплоти при різанні. – Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА, вип. 26, 2010. – С.409 – 417. 16. *Кравченко Ю.Г.* Распределение контактной температуры на режущем клине. – Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч. – техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2010. – Вып. 78. – С.88 – 96. 17. *Кравченко Ю.Г.* Взаємодія температурних полів передньої та задньої поверхонь леза. – Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ ДДМА, вип.32, 2013. –С. 84 – 90. 18. *Кравченко Ю.Г.* Температурне поле стружки від тертя з лезом. – Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч. – техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2013. – Вып.83.– С.168-178. 19. *Резников Н.И.* Производительная обработка нержавеющей и жаропрочных материалов /Н.И. Резников, И.Г. Жарков и др.; под ред. Н.И. Резникова. – М.: Машгиз, 1960. – 200с. 20. *Абуладзе Н.Г.* Определение длины контакта сливной стружки с передней поверхностью инструмента. – Труды Грузинского политех. ин-та – Тбилиси: ПИ, 1969. - №3. – С.131-137. 21. *Розенберг Ю.А.* Методы аналитического определения степени деформации металла стружки при резании //Вестник машиностроения. – 2001. – №3. – С.34 – 38.

Надійшла до редакції 30.09.2013