



Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Распределение температуры по оси стального образца при скольжении с токосъемом по стальному контртелу

Марина Алеутдинова^{a,*}, Виктор Фадин^b, Валерий Рубцов^c

Институт физики прочности и материаловедения СО РАН, пр. Академический, 2/4, г. Томск, 634055, Россия

^a <http://orcid.org/0000-0003-4940-9221>, aleut@ispms.ru, ^b <http://orcid.org/0000-0002-5028-1002>, fvv@ispms.ru,
^c <http://orcid.org/0000-0003-0348-1869>, rvy@ispms.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.891:621.762

История статьи:

Поступила: 08 апреля 2019
 Рецензирование: 19 апреля 2019
 Принята к печати: 25 апреля 2019
 Доступно онлайн: 15 июня 2019

Ключевые слова:

Скользкий электрический контакт
 Термография
 Распределение температур
 Коэффициент излучения

Финансирование

Исследование выполнено в рамках Программы фундаментальных научных исследований государственных академий наук на 2013–2020 годы, направление III.23.

АННОТАЦИЯ

Введение. Знание температурного поля в окрестности контакта деталь/инструмент может быть полезным при оптимизации процесса металлообработки. Инфракрасная термография является удобным способом получения распределения температуры. Этот метод широко используется при тепловом контроле. Представляется целесообразным выяснить применимость метода инфракрасной термографии для определения характера распределения температуры в зоне контакта деталь/инструмент. Представляет научный интерес сравнение распределения температур, полученных с помощью тепловизора и термопар в зоне модельного контакта деталь/инструмент. Предположено, что скольжение стального стержня по стальному кольцу может служить приближением к скольжению стального шара, выглаживающего поверхности металлических деталей. Температуру контакта можно изменять с помощью электрического тока. **Цель работы:** изучение особенностей распределения температуры по оси стального стержня, скользящего по стальному контртелу под воздействием электрического тока с применением инфракрасной термографии и с помощью термопар. **Материалы и методики.** Моделью инструмента служила наклепанная сталь марки Ст3 (Fe–0,2%С) твердостью *HB* 274. Скользящий электроконтакт осуществлен без смазки по схеме скольжения «pin-on-ting» при давлении $p = 0,13$ МПа и скорости скольжения $v = 5$ м/с. Сталь 45 (50 HRC) служила контртелом. Измерение температур проведено термопарами, прикрепленными к стержню точечной сваркой, и с помощью тепловизора FLIR A655 sc. **Результаты и обсуждение.** Показано, что при измерении температур тепловизором в условиях скользящего электрического контакта распределение температуры вдоль оси стержня имело нелинейный характер с относительно высокими (до 600 К/см) градиентами температуры в зоне контакта. Измерение температур на оси стержня термопарами при скольжении в этих же условиях показало линейное распределение температур с невысокими (около 100 К/см) градиентами температуры в зоне контакта. Протекание тока по стержню при отсутствии скольжения также сопровождалось линейным распределением температур. Предположено, что нелинейность поля температур при его съемке тепловизором обусловлена трудностью установления правильного значения коэффициента излучения. Этот коэффициент зависит от присутствия оксидов, шероховатости и других параметров состояния излучающей поверхности. Боковая поверхность образца с высокой температурой в зоне скользящего контакта имела состояние, отличное от состояния той же самой боковой поверхности в зоне крепления образца к его держателю. Поэтому коэффициент излучения, заданный для состояния поверхности в зоне скользящего образца, не соответствовал состоянию поверхности в зоне держателя образца. Возможные значения коэффициента излучения (около 0,7), соответствующие температуре контакта около 400 °С, были получены путем экспериментальной оценки коэффициентов конвективной и радиационной теплоотдачи. Отмечено, что точное поле температур можно получить с помощью тепловизора только после трудоемкой калибровки коэффициента излучения и подготовки поверхности образца. Сделан вывод об ограниченной возможности применения инфракрасной термографии в условиях скользящего контакта деталь/инструмент и тепловой контроль этого контакта предлагается осуществлять с помощью термопар.

Для цитирования: Алеутдинова М.И., Фадин В.В., Рубцов В.Е. Распределение температуры по оси стального образца при скольжении с токосъемом по стальному контртелу // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2019. – Т. 21, № 2. – С. 136–144. – DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.2-136-144.

Введение

Некоторые виды обработки металлов (токарные и фрезерные работы, поверхностная пластическая деформация, шлифование и др.) сопровождаются повышением температуры до

*Адрес для переписки

Алеутдинова Марина Ивановна, к.т.н., н.с.
 Институт физики прочности и материаловедения СО РАН,
 пр. Академический, 2/4,
 г. Томск, 634055, Россия
 Тел.: 8 (3822) 28-68-15, e-mail: aleut@ispms.ru

250...1000 °С в контакте деталь/образец [1–4]. Знание этих температур и распределение температуры в окрестности контакта могут быть полезны для оптимизации режима обработки детали. Распределение температур в обрабатываемой детали и в обрабатывающем инструменте может быть найдено контактными (например термопарами [5–7]) или бесконтактными (например тепловизором [8–11]) способами. В общем случае показания тепловизора зависят от температуры объекта, его излучательных и отражательных свойств, температуры посторонних излучателей, прозрачности атмосферы. Иногда это затрудняет интерпретацию результатов съемки в терминах температуры. Измеряемая температура зависит также от коэффициента излучения (степени черноты) ε . Поверхностные флуктуации ε и его низкие значения ($\varepsilon < 0,7$) могут вызвать появление ложных сигналов. Эти сигналы могут возникнуть также от царапин, окислов, грязи, краски и т. п. Рекомендуют измерять температуру металлов после нанесения на их поверхность хорошо излучающих покрытий: черной краски, сажи и т. п. Коэффициент ε зависит от толщины покрытия [11]. Видно, что эти факторы могут вызвать погрешность значений температуры, измеряемой тепловизором. Инфракрасная термография является удобным способом для наблюдения тепловых полей объектов по сравнению с применением термопар. Поэтому представляет научный интерес изучение вероятных искажений поля температур в обрабатываемых деталях при применении тепловизора. Скольжение стального стержня по цилиндрической стальной поверхности может служить приближением к скольжению шара, выглаживающего поверхности металлических деталей [2, 3]. Кроме того, представляет интерес воздействие на поверхность детали не высоким давлением [2] и не вибрацией шара [3] в контакте, а электрическим током. Температура образца и температура его поверхности контакта может быть изменена с помощью электрического тока.

Целью настоящей работы является изучение особенностей распределения температуры по оси стального стержня и изменения средней температуры контакта стального модельного образца при скольжении по стальному контртелу под воздействием электрического тока.

Методика исследований

Моделью инструмента служил стержень из стали Ст3 (Fe–0,2 %C) твердостью $HB = 2740$ МПа. Площадь сечения образцов составляла 10 мм^2 ($2,5 \text{ мм} \times 4 \text{ мм}$). Скользящий электроконтакт выполнен на машине трения СМТ-1 без смазки по схеме скольжения «pin-on-ting» при давлении $p = 0,13$ МПа и скорости скольжения $v = 5$ м/с (рис. 1). Сталь 45 (50 HRC) служила контртелом. Контактная плотность тока была рассчитана как $j = i/A_a$, где i – ток, протекающий через номинальную площадь контакта A_a .

Распределение температуры вдоль оси образца было определено с помощью тепловизора FLIR A655 sc. Показания тепловизора были калиброваны по одной термопаре, расположенной на расстоянии 3 мм от поверхности контакта и прикрепленной к образцу точечной сваркой. Была принята во внимание рекомендация избегать термографирования неокрашенных металлических поверхностей [11]. Боковая поверхность образца, назначенного для ИК-термографии, была покрыта суспензией состава лак + порошковый графит. Максимум в распределении температуры наблюдался на поверхности скольжения образца и являлся средней температурой поверхности образца T_s .

Контактный метод определения температур был осуществлен с помощью пяти термопар, которые были прикреплены к оси образца точечной сваркой на разных расстояниях y от поверхности контакта (см. рис. 1). Это позволило найти распределение температуры $T_2(y)$ вдоль оси y образцов. Температуры поверхности трения T_s для каждой плотности тока j определены путем линейной экстраполяции на поверхность скольжения (расстояние от держателя образца до поверхности контакта $y_{\max} = 0,85$ см, рис. 1 и 2).

Результаты и их обсуждение

Температуры на оси стального стержня, найденные с применением пяти термопар, линейно увеличивались при увеличении расстояния y от держателя образца H (рис. 2, [12]). Видно также, что $(T_s - T_2) < 100$ °С при любой плотности тока (T_2 – температура любой точки на оси y образца). Зависимость температуры $T_2(y)$ вдоль оси аналогичного образца, полученное с применением

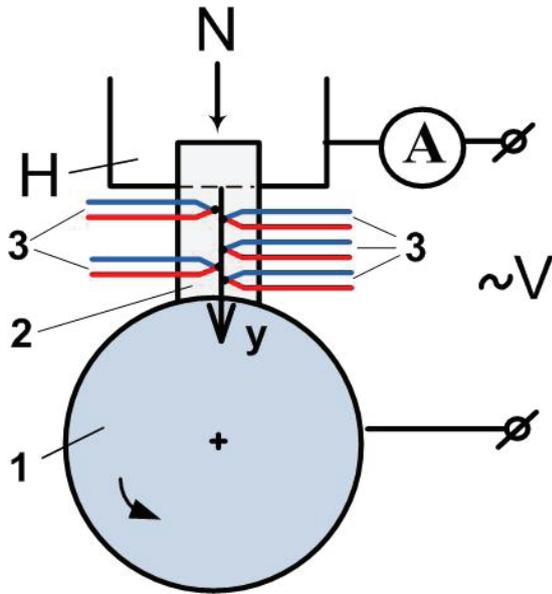


Рис. 1. Расположение термопар на стальном стержне в скользящем контакте типа «pin-on-ring»:

1 – контртелло; 2 – образец (сталь Ст3); 3 – термопары; H – держатель образца

Fig.1 Arrangement of thermocouples on a rod in the sliding contact like “pin-on-ring”:

1 – a counterbody; 2 – a sample (AISI steel 1020); 3 – thermocouples; H – the sample holder

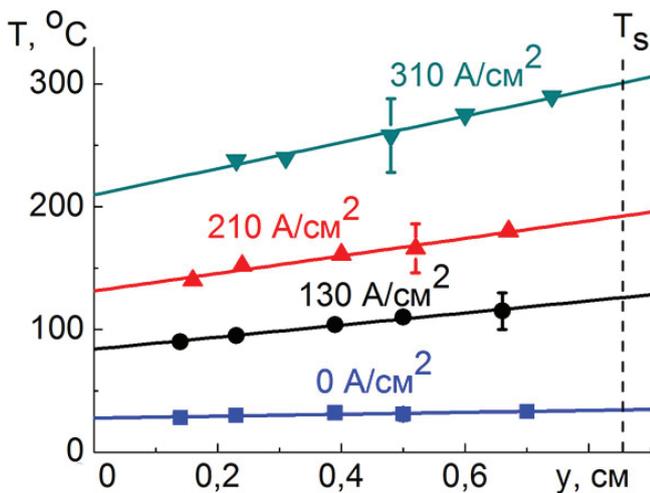


Рис. 2. Распределение температуры вдоль оси y образца стали Ст3 при разных плотностях тока (получено с помощью пяти термопар) [12]

Fig. 2 Distribution of temperature along an axis of AISI steel 1020 sample at the different current densities (it was received using five thermocouples) [12]

тепловизора, тоже имеет линейный участок в окрестности около 0,2 см от поверхности скольжения (0,6 см от H). Однако в целом полученные кривые $T_2(y)$ имеют нелинейность. Это видно на примере распределения температур $T_2(y)$ для плотностей тока 170 и 450 А/см² (рис. 3). Видно также, что разность $T_s - T_2$ при измерении тепловизором может быть больше 200 К. Следует отметить, что градиент температуры у поверхности скольжения по данным тепловизора заметно выше, чем аналогичный градиент по данным термопар.

Было предположено, что кривые (рис. 3) подчиняются экспоненциальному закону, т. е. $T_2(y) - T_0 = (T_s - T_0) \exp(-by)$, где b не зависит от интенсивности изнашивания I_h (T_0 – температура окружающей среды). Это соответствует стационарному распределению температуры в полубесконечном стержне с постоянным источником тепла на торце. Тогда для любых двух точек оси образца, расположенных на расстояниях y_1 и y_2 от поверхности контакта (рис. 3), можно

найти $b = [\ln(\Delta T(y_1) / \Delta T(y_2))] / (y_2 - y_1)$. Параметр b должен быть постоянным для конкретного материала при любых значениях y и заданной плотности тока j . В настоящей работе параметр b способен принимать различные значения в зависимости от значений y . Это значит, что темпера-

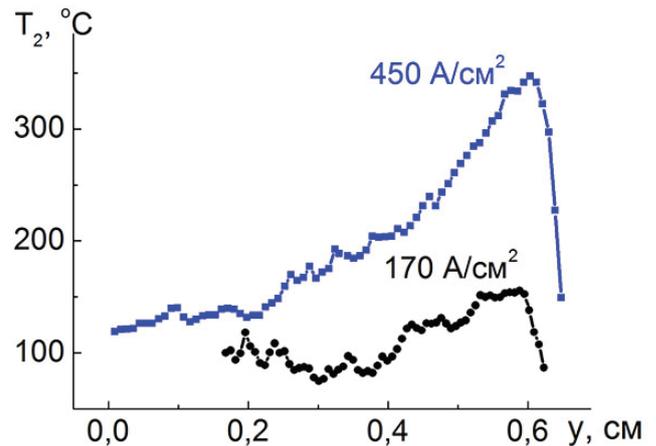


Рис. 3. Зависимость температуры на оси y образца стали Ст3 от расстояния до поверхности трения при $j = 170 \text{ A/cm}^2$ и $j = 450 \text{ A/cm}^2$ (получено с применением тепловизора)

Fig. 3. Dependence of temperature on an axis of AISI steel 1020 sample versus distance to the sliding surface at $j = 170 \text{ A/cm}^2$ and $j = 450 \text{ A/cm}^2$ (it was received using thermal imager)

тура на оси образца-стержня была распределена не по экспоненте в настоящих условиях.

Токовая зависимость температуры контакта $T_s(j)$, измеренная с помощью пяти термопар (рис. 4, кривая ТП [12]), близка к зависимости $T_s(j)$, полученной с применением тепловизора (рис. 4, кривая ТВ) в интервале $T_s < 300$ °С. Видно также, что при $j > 300$ А/см² наклон кривых $T_s(j)$ резко уменьшается, т. е. уменьшается производная $\partial T_s/\partial j$. Это связано с началом катастрофического изнашивания образца из стали Ст3 в данных условиях. Низкая производная $\partial T_s/\partial j$ позволяет предположить, что температура T_s на поверхности образца не превышает 400 °С в режиме катастрофического изнашивания при любой j .

Возможность проявления нелинейного распределения температуры вдоль оси образца была изучена путем закрепления удлиненного стального стержня в держателе H (см. схему, рис. 1) и в имитаторе контртела 9, между которыми протекал электрический ток (рис. 5). Для корректности проведения эксперимента площадь сечения стержня составляла 10 мм² (2,5 мм × 4 мм). Увеличение расстояния y от держателя H в пределах длины скользящего образца (до 8,5 мм, рис. 6) сопровождалось линейным увеличением температуры T_2 (по показаниям термопар 1–3, рис. 5). На концах удлиненного стержня происходит теплоотвод по закону теплопроводности

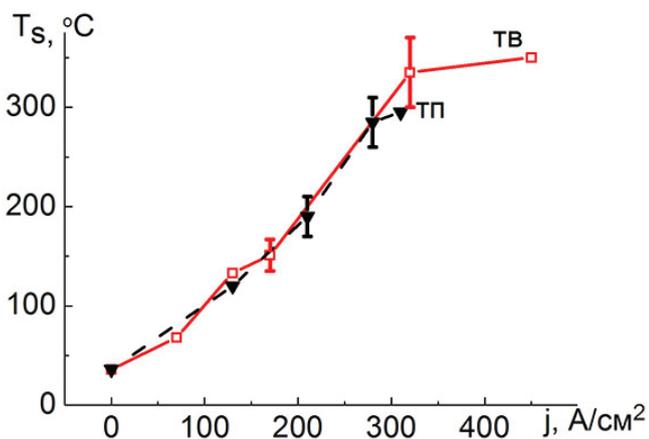


Рис. 4. Токовые зависимости средней температуры контакта, определенные тепловизором (кривая ТВ) и термопарами (кривая ТП)

Fig. 4. The current dependences of average contact temperature determined by the thermal imager (ТВ curve) and by the thermocouples (curve ТП)

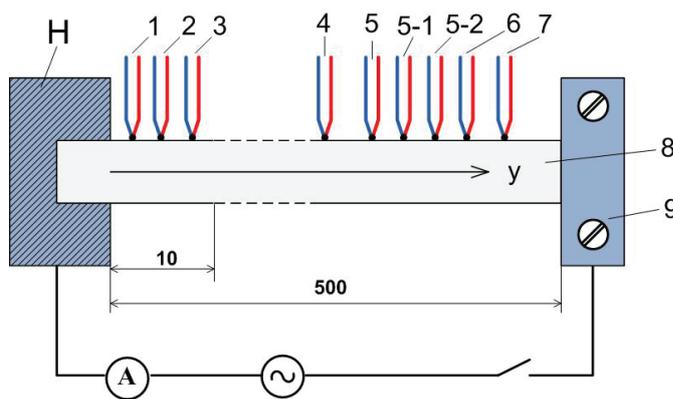


Рис. 5. Электрическая схема для нагрева удлиненного стержня стали Ст3:

H – держатель образца; 1–7 – термопары; 8 – стержень; 9 – имитатор контртела

Fig. 5. The electric circuit for heating of extended AISI steel 1020 rod:

H – the holder of a sample; 1–7 – thermocouples; 8 – rod; 9 – the counterbody simulator

Фурье $q_F = \lambda \text{grad} T_2$ и температура здесь ниже, чем в середине стержня. Поэтому общее распределение температуры в стержне имеет экстремум. Это значит, что существует участок стержня (между термопарами 5 и 6, рис. 5), где температура не изменяется и теплоотвод происходит только от боковой поверхности стержня по закону Ньютона–Рихмана $q_c = \alpha_c(T_2 - T_0)$ за счет конвекции и по закону Стефана–Больцмана $q_r = \alpha_r(T_2 - T_0) = \epsilon \sigma (T_2^4 - T_0^4)$ за счет излучения.

Здесь q_F, q_c, q_r – плотности тепловых потоков по законам Фурье, Ньютона–Рихмана и Стефана–Больцмана; σ – постоянная Стефана–Больцмана; α_r и α_c – коэффициенты радиационной и конвективной теплоотдачи. Коэффициент α полной теплоотдачи от боковой стенки образца ($\alpha = \alpha_r + \alpha_c$) определен на этом участке стержня длиной около 3 см.

Коэффициент α зависит от формы, размеров и ориентации поверхности в пространстве, от физических свойств поверхности, от свойств окружающей среды, от температурного напора ($T_2 - T_0$) и принимает значения в спокойном воздухе $\alpha_c = 5 \dots 25$ Вт/м² · К [13]. Коэффициент α может быть определен из равенства плотности теплового потока через боковую поверхность $q = \alpha(T_2 - T_0)$ и плотности теплового потока, выделяющего при протекании тока $q = j^2 \rho A_d / P$, где ρ, A_d, P – удельное электросопротивление,

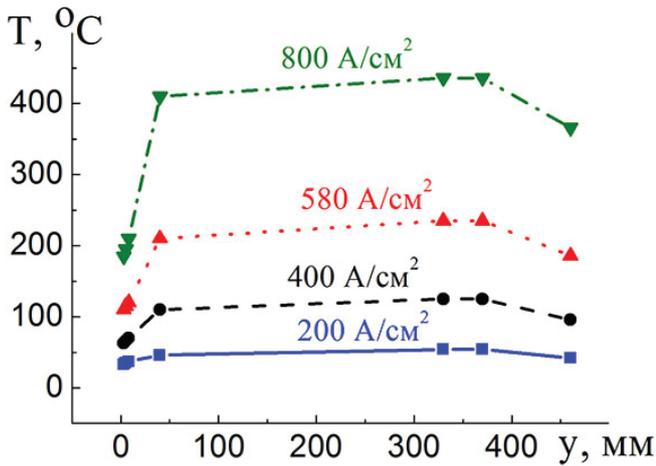


Рис. 6. Распределение температуры по оси удлиненного стержня из стали Ст3 при разных плотностях тока

Fig. 6. Temperature distribution on an axis of the extended steel rod at the different current densities

площадь поперечного сечения и периметр сечения стержня. Отсюда $\alpha = j^2 \rho A_d / (T_2 - T_0) P$. Видно (рис. 7), что коэффициент α увеличивается при $T_2 = 0 \dots 150^\circ\text{C}$ и принимает значение $\alpha \approx 25 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{К}$. Однако в зоне влияния закона Фурье (около держателя H , рис. 1 и 5), где T_2 имеет относительно низкие значения, α может увеличиться до $60 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{К}$.

Коэффициент радиационной теплоотдачи $\alpha_r = \varepsilon \sigma (T_2^4 - T_0^4) / (T_2 - T_0)$ зависит от коэффициента излучения ε . Он может иметь низкие значения для гладких стальных поверхностей без окислов, например, $\varepsilon = 0,25 \dots 0,45$ [14]. Его значения для окисленных и шероховатых поверхностей могут достигать значений до $\varepsilon = 0,8 \dots 0,95$. В настоящем случае при $\varepsilon > 0,7$ реализуется $\alpha_r > \alpha$, что невозможно. Поэтому в настоящей работе было сделано допущение, что ε возрастает с ростом температуры по закону $\varepsilon = 0,3 + 10^{-3} T$ (рис. 7), т. е. при $T_s = 400^\circ\text{C}$ на боковой поверхности стержня выполняется $\varepsilon = 0,7$. Возрастание ε с ростом температуры является общим явлением [8]. В настоящем случае это может быть связано с появлением шероховатости лакового покрытия или с окислением боковой поверхности стального стержня при $T_2 > 200^\circ\text{C}$. Коэффициент α_c конвективной теплоотдачи изменяется как $\alpha_c = \alpha - \alpha_r$ (рис. 7). Видно, что при $T_2 > 300^\circ\text{C}$ теплоотдача за счет излучения выше, чем конвективная теплоотдача. Значения α около держателя H могут

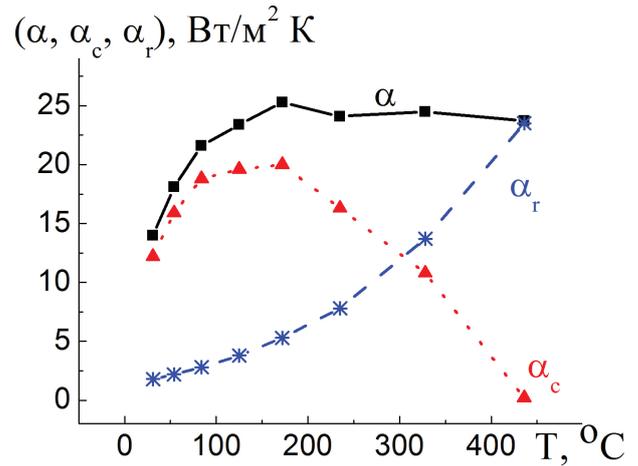


Рис. 7. Температурные зависимости коэффициентов полной (α), радиационной (α_r) и конвекционной (α_c) теплоотдачи

Fig. 7. Temperature dependences of full (α), radiation (α_r) and convection (α_c) heat transfer coefficients

быть выше ($\alpha \approx 60 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{К}$) и указывают на то, что α_c и α_r имеют более высокие значения, чем представленные на рис. 7. Поэтому коэффициент излучения может иметь значения $\varepsilon > 0,7$.

Следует отметить, что между термопарами 5 и 6, приваренными к стержню точечной сваркой (рис. 5), были расположены термопара 5-1 (прикрепленная к стержню тонкой проволокой) и термопара 5-2 (прижата к стержню грузом 10 Н). Значения температур от термопар 5 и 6 были равны ($T_{(5)} = T_{(6)}$). Было установлено, что температуры, измеренные термопарами 5-1 и 5-2, были различны, т. е. $T_{(5-1)} = 0,65 \dots 0,75 T_{(5)}$ и $T_{(5-2)} = 0,79 \dots 0,84 T_{(5)}$. Это значит, что способ крепления термопары к образцу влияет на значение измеряемой температуры.

Линейное распределение температуры на оси стального стержня возле держателя H в процессе трения (см. рис. 1), наблюдаемое с помощью пяти термопар, и в стационарных условиях (рис. 5), указывает на низкую вероятность реализации другого типа распределения температур. Поэтому нелинейность кривой $T_2(y)$, полученной с помощью тепловизора в условиях трения, должна быть проанализирована. В первую очередь следует учитывать, что неконтактные методы определения температур должны быть обеспечены надежной калибровкой датчиков температуры. В настоящем случае диапазон измеряемых температур контакта до 400°C соответствует диапазону коэффициента излучения $\varepsilon = 0,3 \dots 0,7$.

Изменение $T_2(y)$ при увеличении y до поверхности скольжения может достигать $100\text{ }^\circ\text{C}$ (рис. 2). Это соответствует изменению $\Delta\varepsilon = 0,1$ по длине образца в соответствии с приближениями настоящей работы. Одновременное задание ε для $y = 0$ см и ε для $y = 0,85$ см не является возможным. Это может быть одной из причин получения повышенной температуры на поверхности контакта и появления погрешностей в определении температуры. Следует ожидать, что при $T_2 > 200\text{ }^\circ\text{C}$ лаковое покрытие на образце может увеличить излучение за счет коробления, увеличения шероховатости, частичного химического разложения, частичного окисления, уменьшения толщины лакового покрытия и т. п. Это также приведет к погрешностям измерения температуры. Калибровка датчика температуры по термopаре, прижатой к металлу, также должна вызвать отличие измеряемой температуры от истинной. Не исключено, что существуют другие причины, вызывающие отличие измеренных температур от истинной температуры. Можно заключить, что получение истинного распределения температур в скользящем контакте с помощью тепловизора требует проведения большой предварительной подготовки. Это не всегда является целесообразным, поэтому получаемое тепловое поле можно принять только на уровне оценки.

Рассчитанные температуры контакта получены с применением различных приближений, могут служить только как ориентиры и не представляют интерес для настоящей работы [4, 15–18]. Кроме того, иногда можно ожидать, что экспериментальное измерение температуры термopарами будет выполнено быстрее и точнее [5–7, 19]. Изучение теплового поля с помощью тепловизора может быть эффективным [8–11, 20, 21]. Но представляется целесообразным контролировать эти результаты показаниями термopар. В некоторых случаях, когда отсутствует возможность обеспечения удовлетворительного контакта термopары с объектом исследования (с керамикой и т.п.), прижим термopары к объекту с любой силой приведет к наблюдению заниженных значений температуры. В этих случаях следует вводить поправку из равенства: температура измеренная равна $0,79\dots 0,84$ температура фактическая, как показано выше. Отсюда следует, что точечная сварка обеспечивает наиболее удовлетворительный контакт термopары с

металлом и позволяет найти температуру с минимальной погрешностью в данных условиях.

Значения температур, возникающих в контакте при обработке поверхностей [1–3], часто близки к значениям температур, представленным на рис. 2. Такие температуры контакта обычно способствуют оптимизации фрезерования трудно обрабатываемых сталей (например, сталей 12X18H9T, 110Г13 и т. п.). Однако при обработке путем поверхностной пластической деформацией таких сталей (например, выглаживание – контакт шара с поверхностью детали или другие виды финишной обработки) температуры до $400\text{ }^\circ\text{C}$ могут вызвать выгорание смазки, окисления, появление структурных изменений поверхности контакта и ее разрушение. Расчет тепловых полей не учитывает этих эффектов. Поэтому экспериментальное определение распределения температуры в зоне контакта представляется полезным действием для контроля этих расчетов. В этом случае контактные методы определения температур следует считать более надежными, чем бесконтактные.

Выводы

Сухое скольжение стального стержня по стальному контртелу под воздействием электрического тока сопровождается линейным распределением температуры по оси стержня, если температура измерена термopарами. Температурное поле этого же стержня в аналогичных условиях трения, определенное с помощью тепловизора, имело нелинейный характер. Линейное распределение температур на оси образца, включенного в электрическую цепь, наблюдалось также с помощью термopар при отсутствии трения. Поэтому нелинейное распределение температур, полученное с помощью тепловизора, было объяснено принципиальной невозможностью одновременно без погрешностей измерить температуры, которые резко различаются на краях образца. Это связано с изменением коэффициента излучения, который должен изменяться при изменении температуры объекта, его шероховатости, изменения состава и других параметров излучающей поверхности. Погрешности при измерении температуры тепловизором могут быть обусловлены также в случае, если тепловизор калиброван по термopаре, которая не имеет удовлетворительного контакта

с излучающей поверхностью. Эти данные соответствуют известному утверждению, что контактные методы измерения температуры надежнее, чем бесконтактные.

Список литературы

1. Tool temperature in slotting of CFRP composites / M.H. El-Hofya, S.L. Soo, D.K. Aspinwall, W.M. Sim, D. Pearson, R. M'Saoubi, P. Harden // *Procedia Manufacturing*. – 2017. – Vol. 10. – P. 371–381. – DOI: 10.1016/j.promfg.2017.07.007.
2. Kuznetsov V.P., Tarasov S.Yu., Dmitriev A.I. Nanostructuring burnishing and subsurface shear instability // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2015. – Vol. 217. – P. 327–335. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2014.11.023.
3. Topological surface integrity modification of AISI 1038 alloy after vibration-assisted ball burnishing / R. Jerez-Mesa, Y. Landon, J.A. Travieso-Rodriguez, G. Desein, J. Lluma-Fuente, V. Wagner // *Surface & Coatings Technology*. – 2018. – Vol. 349. – P. 364–377. – DOI: 10.1016/j.surfcoat.2018.05.061.
4. Temperature calculation in cutting zones / H.-Chr. Möhring, V. Kushner, M. Storchak, T. Stehle // *CIRP Annals – Manufacturing Technology*. – 2018. – Vol. 67. – P. 61–64. – DOI: 10.1016/j.cirp.2018.03.009.
5. Chaotic characteristics of measured temperatures during sliding friction / Y. Zhou, H. Zhu, X. Zuo, Ji. Yang // *Wear*. – 2014. – Vol. 317. – P. 17–25. – DOI: 10.1016/j.wear.2014.04.025.
6. A combined numerical and experimental approach for determining the contact temperature in an industrial ironing operation / E. Üstünyagiz, C.V. Nielsen, P. Christiansen, P.A.F. Martins // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2019. – Vol. 264. – P. 249–258. – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2018.09.015.
7. Built-in thin film thermocouples in surface textures of cemented carbide tools for cutting temperature measurement / Ji. Li, Bo Tao, S. Huang, Zh. Yin // *Sensors and Actuators A*. – 2018. – Vol. 279. – P. 663–670. – DOI: 10.1016/j.sna.2018.07.017.
8. Determining tool/chip temperatures from thermography measurements in metal cutting / M. Saez-de-Buruaga, D. Soler, P.X. Aristimuño, J.A. Esnaola, P.J. Arrazola // *Applied Thermal Engineering*. – 2018. – Vol. 145. – P. 305–314. – DOI: 10.1016/j.applthermaling.2018.09.051.
9. Abukhshi N.A., Mativenga P.T., Sheik M.A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: a review and implications for high speed machining // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – 2006. – Vol. 46. – P. 782–800. – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2005.07.024.
10. Aleutdinova M.I., Fadin V.V., Rubtsov V.E. Dry slipping steel–steel contact at high current density // *Steel in Translation*. – 2017. – Vol. 47 (1). – P. 17–20. – DOI: 10.3103/S0967091217010028.
11. Вавилов В.П. Инфракрасная термография и тепловой контроль. – М.: Спектр, 2009. – 544 с. – ISBN 978-5-904270-05-06.
12. Fadin V.V., Aleutdinova M.I., Kolubaev A.V. Effect of high-density electric current on wear and average temperature of steel/steel triboelectric contact // *Journal of Friction and Wear*. – 2018. – Vol. 39, iss. 4. – P. 294–298. – DOI: 10.3103/S1068366618040050.
13. Kreith F., Black W.Z. Basic heat transfer. – New York: Harper and Row, 1980. – 512 p. – ISBN: 9780700225187.
14. Галашев А.Н., Хвиузов М.А. Коэффициент теплового излучения инструментальных сталей // *NovInfo.Ru*. – 2016. – Т. 3, № 53. – С. 34–35.
15. Kennedy F.E., Lu Yu., Baker I. Contact temperatures and their influence on wear during pin-on-disk tribotesting // *Tribology International*. – 2015. – Vol. 82. – P. 534–542. – DOI: 10.1016/j.triboint.2013.10.022.
16. Vick B., Furey M.J. A basic theoretical study of the temperature rise in sliding contact with multiple contacts // *Tribology International*. – 2001. – Vol. 34. – P. 823–829. – DOI: 10.1016/S0301-679X(01)00082-2.
17. Seif M.A., Abdel-Aal H.A. Temperature fields in sliding contact by a hybrid laser speckle-strain analysis technique // *Wear*. – 1995. – Vol. 181–183. – P. 723–729. – DOI: 10.1016/0043-1648(95)90189-2.
18. Bansal D.G., Jeff L., Streater G.W. A method for obtaining the temperature distribution at the interface of sliding bodies // *Wear*. – 2009. – Vol. 266. – P. 721–732. – DOI: 10.1016/j.wear.2008.08.019.
19. Modern tribology handbook / ed. by B. Bhushan. – Boca Raton, FL: CRC Press, 2001. – 1760 p. – ISBN 0-8493-8403-6.
20. The influence of surface properties on sliding contact temperature and friction for polyetheretherketone (PEEK) / K.A. Laux, A. Jean-Fulcrand, H.J. Sue, T. Bremner, J.S.S. Wong. // *Polymer*. – 2016. – Vol. 103. – P. 397–404. – DOI: 10.1016/j.polimer.2016.09.064.
21. Guha D., Chowdhuri S.K.R. The effect of surface roughness on the temperature at the contact between sliding bodies // *Wear*. – 1996. – Vol. 197. – P. 63–73. – DOI: 10.1016/0043-1648(95)06833-3.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2019 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)



Obrabotka metallov - Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Distribution of Temperature along Axis of the Steel Sample at Sliding under Electric Current against Steel Counterbody

Marina Aleutdinova^{a, *}, Viktor Fadin^b, Valery Rubtsov^c

Institute of Strength Physics and Materials Sciences SB RAS, 2/4, pr. Akademicheskii, Tomsk, 634055, Russian Federation

^a  <http://orcid.org/0000-0003-4940-9221>,  aleut@ispms.ru, ^b  <http://orcid.org/0000-0002-5028-1002>,  fvv@ispms.ru,

^c  <http://orcid.org/0000-0003-0348-1869>,  rvy@ispms.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 08 April 2019

Revised: 19 April 2019

Accepted: 25 April 2019

Available online: 15 June 2019

Keywords:

Sliding electric contact

Thermography

Temperature distribution

Emissivity

Funding

The study is carried out within the framework of the Program of Basic Scientific Research of the State Academies of Sciences for 2013–2020, line III.23.

ABSTRACT

Introduction. Knowledge of the temperature field in the vicinity of a piecework/tool contact can be useful in optimizing the metalworking process. Infrared thermography is a convenient way to obtain the temperature distribution. This method is widely used in a heat control. It seems reasonable to find out the applicability of the method of infrared thermography to determine the temperature distribution character in the piecework/tool contact. It is of scientific interest to compare the temperature distribution obtained using a thermal imager and thermocouples in the model piecework/tool contact. It has been suggested that the sliding of a steel rod against a steel ring can serve as approximation of a sliding of a steel ball smoothing the surfaces of metal parts. The contact temperature can be changed using electric current. **The purpose of the work** is to study the features of temperature distribution along the axis of a steel rod, sliding against steel counterbody under the influence of electric current using infrared thermography and using thermocouples. **Experimental details.** The hardened steel of the St3 grade (AISI steel 1020; Fe - 0.2% C) with the hardness HB274 served as a model counterbody. The sliding electrical contact was carried out without lubricants according to the pin-on-ring slip scheme at a pressure of $p = 0.13$ MPa and a sliding speed of $v = 5$ m/s. Steel 45 (50 HRC) served as a counterbody. The temperatures were measured with thermocouples attached to the rod by spot welding and with FLIR A655 sc thermal imager. **Results and discussion.** It was shown that the temperature distribution along the rod axis was non-linear with relatively high (up to 600 K/cm) temperature gradients in the contact zone under sliding electrical contact if the temperatures were measured with a thermal imager. Measurement of temperatures on the rod axis with thermocouples under the same conditions showed a linear temperature distribution with low (about 100 K/cm) temperature gradients in the contact zone. Current passing through the rod in the absence of slip was also accompanied by a linear temperature distribution. It was assumed that the nonlinearity of the temperature field during its imaging with a thermal imager was due to the difficulty of setting the correct value of the emissivity. This coefficient depends on the presence of oxides, roughness and other state parameters of the radiating surface. The lateral surface of the sample with a high temperature in the area of the sliding contact had a state different from that of the same lateral surface in the zone of attachment of the sample to its holder. Therefore the emissivity set for the state of the surface in the slip zone of the sample did not correspond to the state of the surface in the zone of the sample holder. Possible values of the emissivity (about 0.7) corresponding to a contact temperature of about 400 °C were obtained by experimentally estimating of convective and radiative heat-transfer coefficients. It was noted that the exact temperature field can be determined using a thermal imager only after time-consuming calibration of the emissivity and preparation of the sample surface. It was concluded on the limited possibility to apply infrared thermography under piecework/tool sliding contact and it was offered to carry out the thermal control of the same contact using thermocouples.

For citation: Aleutdinova M.I., Fadin V.V., Rubtsov V.E. Distribution of temperature along axis of the steel sample at sliding under electric current against steel counterbody. *Obrabotka metallov (tehnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2019, vol. 21, no. 2, pp. 136–144. DOI: 10.17212/1994-6309-2019-21.2-136-144. (In Russian).

* Corresponding author

Aleutdinova Marina I., Ph.D. (Engineering), Assistant Professor
 Institute of Strength Physics and Materials Science SB RAS,
 2/4 pr. Akademicheskii,
 Tomsk, 634055, Russian Federation
 Tel.: +7-923-425-88-65, e-mail: aleut@ispms.ru

References

1. El-Hofya M.H., Soo S.L., Aspinwall D.K., Sim W.M., Pearson D., M'Saoubi R., Harden P. Tool temperature in slotting of CFRP composites. *Procedia Manufacturing*, 2017, vol. 10, pp. 371–381. DOI: 10.1016/j.promfg.2017.07.007.
2. Kuznetsov V.P., Tarasov S.Yu., Dmitriev A.I. Nanostructuring burnishing and subsurface shear instability. *Journal of Materials Processing Technology*, 2015, vol. 217, pp. 327–335. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2014.11.023.
3. Jerez-Mesa R., Landon Y., Travieso-Rodriguez J.A., Dessein G., Lluma-Fuente J., Wagner V. Topological surface integrity modification of AISI 1038 alloy after vibration-assisted ball burnishing. *Surface & Coatings Technology*, 2018, vol. 349, pp. 364–377. DOI: 10.1016/j.surfcoat.2018.05.061.
4. Möhring H.-Chr., Kushner V., Storchak M., Stehle T. Temperature calculation in cutting zones. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 2018, vol. 67, pp. 61–64. DOI: 10.1016/j.cirp.2018.03.009.
5. Zhou Y., Zhu H., Zuo X., Yang Ji. Chaotic characteristics of measured temperatures during sliding friction. *Wear*, 2014, vol. 317, pp. 17–25. DOI: 10.1016/j.wear.2014.04.025.
6. Üstünyagiz E., Nielsen C.V., Christiansen P., Martins P.A.F., Altan T., Bay N. A combined numerical and experimental approach for determining the contact temperature in an industrial ironing operation. *Journal of Materials Processing Technology*, 2019, vol. 264, pp. 249–258. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2018.09.015.
7. Li Ji., Tao Bo, Huang S., Yin Zh. Built-in thin film thermocouples in surface textures of cemented carbide tools for cutting temperature measurement. *Sensors and Actuators A*, 2018, vol. 279, pp. 663–670. DOI: 10.1016/j.sna.2018.07.017.
8. Saez-de-Buruaga M., Soler D., Aristimuño P.X., Esnaola J.A., Arrazola P.J. Determining tool/chip temperatures from thermography measurements in metal cutting. *Applied Thermal Engineering*, 2018, vol. 145, pp. 305–314. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2018.09.051.
9. Abukhshi N.A., Mativenga P.T., Sheik M.A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: a review and implications for high speed machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2006, vol. 46, pp. 782–800. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2005.07.024.
10. Aleutdinova M.I., Fadin V.V., Rubtsov V.E. Dry slipping steel–steel contact at high current density. *Steel in Translation*, 2017, vol. 47 (1), pp. 17–20. DOI: 10.3103/S0967091217010028.
11. Vavilov V.P. *Infrakrasnaya termografiya i teplovoi kontrol'* [Infrared termografiya and thermal control]. Moscow, Spektr Publ., 2009. 544 p. ISBN 978-5-904270-05-06.
12. Fadin V.V., Aleutdinova M.I., Kolubaev A.V. Effect of high-density electric current on wear and average temperature of steel/steel triboelectric contact. *Journal of Friction and Wear*, 2018, vol. 39, iss. 4, pp. 294–298. DOI: 10.3103/S1068366618040050.
13. Kreith F., Black W.Z. *Basic heat transfer*. New York, Harper and Row, 1980. 512 p. ISBN 9780700225187.
14. Galashev A.N., Khviyuzov M.A. Koeffitsient teplovogo izlucheniya instrumental'nykh staley [Coefficient of thermal radiation tool steels]. *NovaInfo.Ru.*, 2016, vol. 3, no. 53, pp. 34–35. (In Russian).
15. Kennedy F.E., Lu Yu., Baker I. Contact temperatures and their influence on wear during pin-on-disk tribotesting. *Tribology International*, 2015, vol. 82, pp. 534–542. DOI: 10.1016/j.triboint.2013.10.022.
16. Vick B., Furey M.J. A basic theoretical study of the temperature rise in sliding contact with multiple contacts. *Tribology International*, 2001, vol. 34, pp. 823–829. DOI: 10.1016/S0301-679X(01)00082-2.
17. Seif M.A., Abdel-Aal H.A. Temperature fields in sliding contact by a hybrid laser speckle-strain analysis technique. *Wear*, 1995, vol. 181–183, pp. 723–729. DOI: 10.1016/0043-1648(95)90189-2.
18. Bansal D.G., Jeff L., Streator G.W. A method for obtaining the temperature distribution at the interface of sliding bodies. *Wear*, 2009, vol. 266, pp. 721–732. DOI: 10.1016/j.wear.2008.08.019.
19. Bhushan B., ed. *Modern tribology handbook*. Ed. by. Boca Raton, FL, CRC Press, 2001. 1760 p. ISBN 0-8493-8403-6.
20. Laux K.A., Jean-Fulcrand A., Sue H.J., Bremner T., Wong J.S.S. The influence of surface properties on sliding contact temperature and friction for polyetheretherketone (PEEK). *Polymer*, 2016, vol. 103, pp. 397–404. DOI: 10.1016/j.polimer.2016.09.064.
21. Guha D., Chowdhuri S.K.R. The effect of surface roughness on the temperature at the contact between sliding bodies. *Wear*, 1996, vol. 197, pp. 63–73. DOI: 10.1016/0043-1648(95)06833-3.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2019 The Authors. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).