

УДК 621.791.14/ 62-97

ДИНАМИКА ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ И ОЦЕНКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ СВАРКЕ ТРЕНИЕМ С ПЕРЕМЕШИВАНИЕМ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПЛАСТИН

© 2016 Р.А. Рзаев, А.У. Джалмухамбетов, В.В. Смирнов, Ш.М. Атуев

Астраханский государственный университет

Статья поступила в редакцию 29.03.2016

В статье проводится разработка математической модели динамики распределения температуры при сварке трением биметаллических соединений. Предлагаемая математическая модель позволяет определить процесс нагрева двух разнородных металлических листов в процессе сварки трением с перемешиванием. В ней учтены потери на излучение и теплоотдачу в среду. Модель была проверена экспериментально при соединении внахлест пластин из алюминиевого сплава АД31 и медного сплава М3.

Ключевые слова: математическая модель, теплоперенос, сварка трением с перемешиванием, алюминиевый сплав, титановый сплав, биметаллическое соединение

Быстрый рост цен на медь побуждает производителей электрического оборудования к замене меди на алюминий в шинах, радиаторах, щитах и т.д. Это в свою очередь приводит к необходимости соединения медных и алюминиевых деталей. Традиционно используемое болтовое соединение не отвечает требованиям стабильности и долговременности электрического контакта [7]. Соединение сваркой плавлением из-за сложности удаления оксида алюминия и большой разницы температур плавления, приводит к образованию хрупкого интерметаллического шва, легко разрушающегося при динамических нагрузках. Достаточно распространен также метод, в котором используется третий металл, имеющий сродство, с одной стороны, к алюминию, а с другой – к меди. Однако, он является технологически сложным из-за многоэтапности и зачастую экологически неблагоприятным, поэтому используется для соединения мелких деталей. Альтернативой сегодня указанным методам соединения меди с алюминием является технология сварки трением с перемешиванием (СТП) [8], при которой процесс соединения происходит при температурах ниже температуры плавления. Нагрев и ускорение диффузионных процессов осуществляются за счет механической энергии вращающегося инструмента. Технология СТП подробно описана в ряде работ, например, в [2, 5, 6].

Применение СТП в производстве с часто изменяющейся номенклатурой изделий ставит задачу быстрой оценки технологических параметров, в частности, линейной скорости сварки, по геометрическим размерам и теплофизическим характеристикам материала деталей. Для ее решения в данной работе предлагается относительно простая математическая модель, позволяющая оценивать динамику температурного поля двух разнородных металлических пластин, соединяемых внахлест. Компьютерная

реализация этой модели позволяет определять линейную скорость СТП. Для СТП однородных металлов аналогичная модель была рассмотрена в работе [3].

1. Математическая модель динамики температурного поля. Рассмотрим два разнородных соприкасающихся металлических диска с общей осью и относительно небольшой толщиной h_I и h_{II} . В результате вращения инструмента (пина с заплечником) в центральном цилиндре радиусом r_0 , и концентрические примыкающем к нему цилиндрическом кольце с внешним радиусом r_1 выделяется тепловая мощность, являющаяся некоторой функцией времени: $P=P(t)$. Это приводит к осесимметричному потоку тепла. Выделим внутри каждого диска концентрические цилиндрические поверхности с нелинейно возрастающими радиусами $r_0, r_1, r_2, \dots, r_N$. Они разбивают диски на N кольцевых участков, отделяемых друг друга этими поверхностями (см. рис. 1). Радиус пина равен r_0 , а заплечника – r_1 . Радиус внешнего цилиндрического торца равен r_N .

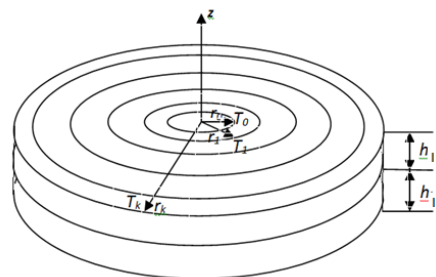


Рис. 1. Схема выделения кольцевых элементов биметаллического диска

За температуру k -го биметаллического кольца ($k=0, 1, \dots, N-1$) принимаем абсолютную температуру T_k на внутренней цилиндрической поверхности с радиусом r_k . Полагаем температуру одинаковой для обоих составляющих кольца из-за большой теплопроводности и относительно малой толщины пластин. Энтальпию кольца выражаем как

$$H_k = (m_{kI} c_I + m_{kII} c_{II}) T_k + \text{const} \quad (1)$$

Здесь c_I и c_{II} – удельные изобарные теплоемкости I-го и II-го металлов. Массы составляющих кольца соответственно равны $m_{kI} = \pi(r_{k+1}^2 - r_k^2) h_I \rho_I$ и $m_{kII} = \pi(r_{k+1}^2 - r_k^2) h_{II} \rho_{II}$, где ρ_I и ρ_{II} – плотности I-го и II-го металлов.

Рзаев Радмир Адильбекович, ассистент кафедры материаловедения и технологии сварки. E-mail: radmir.82@mail.ru
Джалмухамбетов Азаттула Утемисович, кандидат физико-математических наук, доцент кафедры теоретической физики и методики преподавания физики. E-mail: jaln_ai@mail.ru

Смирнов Владимир Вячеславович, кандидат физико-математических наук, доктор педагогических наук, заведующий кафедрой материаловедения и технологии сварки. E-mail: smirnov.v.asru@mail.ru

Атуев Шамиль Мурадович, студент

Скорость изменения энтальпии для выделенного k -го кольца можно представить в виде уравнения энергетического баланса:

$$\frac{dH_k}{dt} = wP\delta_{k,0} + (1-w)P\delta_{k,1} + P_k^a + P_k^b + P_k^r + P_k^e \quad (2)$$

Здесь w – доля мощности, выделяющейся в области контакта с образцом пина, от величины P мощности, идущей на нагрев образца. Остальная ее часть выделяется в области контакта с заплечником. $\delta_{k,k'}$ – дельта-символ Кронекера.

Слагаемые P_k^a и P_k^b в правой части уравнения (2) представляют собой количества теплоты, получаемой за единицу времени соответственно от $(k-1)$ -го и $(k+1)$ -го кольца в результате теплопередачи. В соответствии с законом теплопроводности получаем для них выражения:

$$P_k^a = -2\pi r_k (h_I \chi_I + h_{II} \chi_{II}) \frac{(T_k - T_{k-1})}{(r_k - r_{k-1})} (1 - \delta_{k,0}) \quad (3)$$

$$P_k^b = 2\pi r_{k+1} (h_I \chi_I + h_{II} \chi_{II}) \frac{(T_k - T_{k+1})}{(r_k - r_{k+1})} \quad (4)$$

где χ_I и χ_{II} – теплопроводности I-го и II-го металла. Положительные значения этих величин отвечают поступлению, а отрицательные – потере энергии k -м кольцом. Мощность потери энергии кольца на тепловое излучение как абсолютно серого тела равна

$$P_k^r = -\pi(r_{k+1}^2 - r_k^2)(\varepsilon_I + \varepsilon_{II})\sigma(T_k^4 - T_c^4) \quad (5)$$

где ε_I и ε_{II} – коэффициенты поглощения излучения I-го и II-го металлов, σ – постоянная Стефана-Больцмана, T_c – температура окружающей среды. Мощность, теряемая внешней поверхностью кольца из-за теплообмена с окружающей средой, представлена в уравнении (2) последним слагаемым, равным

$$P_k^e = -2\pi(r_{k+1}^2 - r_k^2)\omega(T_k - T_c) \quad (6)$$

где ω – коэффициент теплоотдачи металл-среда.

Подставив выражения (3)–(6) в уравнение (2), описывающее энергетический баланс кольцевого элемента образца, получаем после преобразований уравнение динамики температуры k -го биметаллического элемента в виде

$$\frac{dT_k}{dt} = Q_k + \kappa_k^a(T_{k-1} - T_k) + \kappa_k^b(T_{k+1} - T_k) + \beta_k^r(T_c^4 - T_k^4) + \gamma_k^e(T_c - T_k) \quad (7)$$

Для набора значений $k=0, 1, \dots, (N-1)$ получаем систему N уравнений (7) температурной динамики кольцевых элементов образца, коэффициенты которой определяются следующими формулами:

$$Q_k = \frac{[w\delta_{k,0} + (1-w)\delta_{k,1}]P}{\pi(r_{k+1}^2 - r_k^2)(c_I \rho_I h_I + c_{II} \rho_{II} h_{II})} \quad (8)$$

$$\kappa_k^a = \frac{2(h_I \chi_I + h_{II} \chi_{II})r_k(1 - \delta_{k,0})}{(c_I \rho_I h_I + c_{II} \rho_{II} h_{II})(r_{k+1}^2 - r_k^2)(r_k - r_{k-1})} \quad (9)$$

$$\kappa_k^b = \frac{2(h_I \chi_I + h_{II} \chi_{II})r_{k+1}}{(c_I \rho_I h_I + c_{II} \rho_{II} h_{II})(r_{k+1}^2 - r_k^2)(r_{k+1} - r_k)} \quad (10)$$

$$\beta_k^r = \frac{2(\varepsilon_I + \varepsilon_{II})\sigma}{(c_I \rho_I h_I + c_{II} \rho_{II} h_{II})} \quad (11)$$

$$\gamma_k^e = \frac{2\omega}{(c_I \rho_I h_I + c_{II} \rho_{II} h_{II})} \quad (12)$$

Система уравнений (7) не является замкнутой, так как не определено уравнение динамики температуры T_N на внешней цилиндрической поверхности. Поэтому выделяем около этой поверхности кольцо очень малой толщины δr ($\delta r \ll (r_N - r_{N-1})$), что можно ограничиться учетом потерь энергии на излучение и теплоотдачу только через внешнюю цилиндрическую поверхность образца. Условие энергетического баланса такого пограничного элементарного кольца приводит к уравнению

$$\frac{dT_N}{dt} = \kappa_N^a(T_{N-1} - T_N) + \beta_N^r(T_c^4 - T_N^4) + \gamma_N^e(T_c - T_N) \quad (13)$$

Коэффициенты правой части этого уравнения выражаются так:

$$\kappa_N^a = \frac{(h_I \chi_I + h_{II} \chi_{II})}{(c_I \rho_I h_I + c_{II} \rho_{II} h_{II})(r_N - r_{N-1})\delta r} \quad (14)$$

$$\beta_N^r = \frac{(\varepsilon_I + \varepsilon_{II})\sigma}{(c_I \rho_I h_I + c_{II} \rho_{II} h_{II}) \cdot \delta r} \quad (15)$$

$$\gamma_N^e = \frac{\omega}{(c_I \rho_I h_I + c_{II} \rho_{II} h_{II}) \cdot \delta r} \quad (16)$$

Полученная система из $N+1$ уравнений (7) и (13) является замкнутой. Решение этой системы при заданных $N+1$ начальных значениях температуры $T_k(0)$, где теперь $k=0, 1, \dots, N$, определяет зависимость от времени температуры кольцевых элементов.

2. Коэффициенты математической модели. Коэффициенты системы уравнений (7) и (13), выражаемые формулами (8) – (12) и (14) – (16), определяются геометрическими параметрами образца, физическими свойствами составляющих его материалов и технологическими условиями СТП. Поэтому они могут быть зависимыми как от времени, так и от локальной температуры образца.

Генерируемая в результате трения инструмента и образца тепловая мощность и ее часть, идущая в образец, даже при стационарном режиме СТП могут изменяться в процессе сварки по мере изменения температуры в области контакта. Из-за уменьшения вязкости с ростом температуры тепловая мощность снижается. Особенно заметно проявляется это при приближении температуры к точке плавления материалов. Поэтому для приближения математической модели СТП к реальному процессу в формуле (8) вводимую в образец тепловую мощность P будем описывать функцией температуры T_0 контактирующего с пином кольцевого элемента:

$$P(T_0) = P_0 \left[\frac{1}{2} - \frac{\mu}{\pi} \arctg(b(T_0 - T_{mI})) - \frac{(1-\mu)}{\pi} \arctg(b(T_0 - T_{mII})) \right] \quad (17)$$

Здесь T_{mI} и T_{mII} – температура плавления I-го и II-го материала образца, b – подгоночная постоянная, μ – коэффициент распределения вводимой мощности между слоями. Значения постоянных b и μ подбираются так, чтобы расчетные характеристики были наилучшим образом согласованы с экспериментальными данными для свариваемых металлов. Приемлемые значения постоянной b лежат обычно в интервале $(0,05-0,15 \text{ K}^{-1})$, а постоянной μ – в интервале $(0,6-0,8)$. Вид кривых зависимости

вводимой мощности и ее производной по температуре в области, примыкающей к пину, показан на рис. 2.

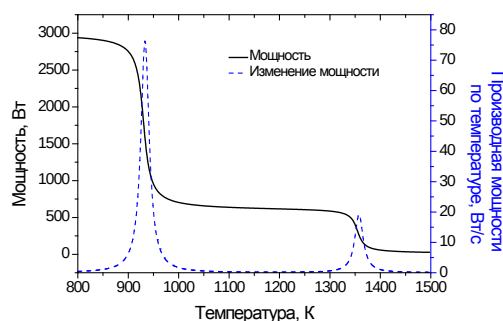


Рис. 2. Зависимость вводимой мощности и ее производной от температуры

Температуры фазового перехода соответствуют точкам плавления алюминиевого (АД31) и медного (М3) сплавов. Видно, что при достижении температуры плавления металлов вводимая мощность в сварное соединение при СТП стремится к нулю. От температуры зависит также и удельная теплоемкость материалов. При фазовых переходах вещества, в частности, при плавлении происходит скачкообразное изменение энтальпии, равное по величине теплоте перехода. Это приводит к зависимости изобарной теплоемкости от температуры с δ -образным пиком в точке плавления. Поэтому удельные изобарные теплоемкости, которые входят в коэффициенты системы уравнений (8) и (13), моделируем функциями температуры k -го элементарного кольца вида:

$$c_I(T_k) = c_{pI} + \frac{\lambda_I \cdot \delta T}{\pi[(T_k - T_{mI})^2 + \delta T^2]}, \quad (18)$$

$$c_{II}(T_k) = c_{pII} + \frac{\lambda_{II} \cdot \delta T}{\pi[(T_k - T_{mII})^2 + \delta T^2]}, \quad (19)$$

где c_{pI} и c_{pII} — удельные изобарные теплоемкости твердой фазы I-го и II-го материалов, а λ_I и λ_{II} — их удельные теплоты плавления, δT — ширина интервала температуры, в котором происходит плавление металлов.

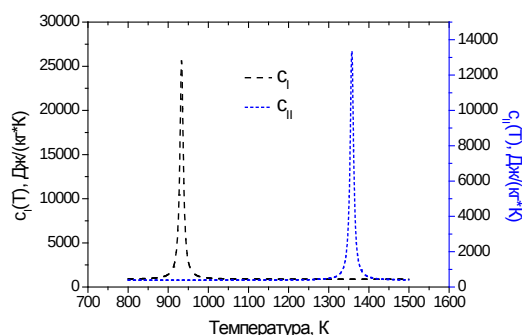


Рис. 3. Моделирование зависимости от температуры теплоемкости сплавов АД31 и М3

На рис. 3 приведена рассчитанная по формулам (18) и (19) кривые температурной зависимости удельной теплоемкости алюминиевого и медного сплавов в области температур плавления.

3. Численное моделирование температурного поля СТП. Полученная выше система

дифференциальных уравнений (8) и (13) моделирует динамику аксиально-симметричного температурного поля биметаллического диска при СТП в условиях, когда источник тепла неподвижно фиксирован в центре диска.

В процессе вращения инструмента СТП тепловая мощность генерируется как в области, примыкающей непосредственно к узкому пину, так и под относительно широким заплечником. Соотношение мощностей, выделяемых непосредственно в области контактов с образцом пина и заплечника составляет по данным примерно $w=0,3$. Двойные кольцевые элементы образца в рассмотренной модели разделяются концентрическими поверхностями с возрастающими радиусами. Как было отмечено выше, r_0 — радиус пина, а значение r_1 целесообразно взять равным радиусу заплечника. Возрастающие радиусы остальных цилиндрических поверхностей могут быть выбраны достаточно произвольным образом, так чтобы радиус r_N совпадал с радиусом внешней цилиндрической поверхности. Практика расчетов показывает, что отношение текущего радиуса к предыдущему рационально выбрать в пределах от 1,2 до 2,0. Поэтому радиусы колец с $k>1$ рассчитывались как члены геометрической прогрессии: $r_k = r_1(r_N/r_1)^{(k-1)/(N-1)}$. Число кольцевых элементов N в интервале 7-10 вполне достаточно для применения рассматриваемой модели в решении технологических задач.

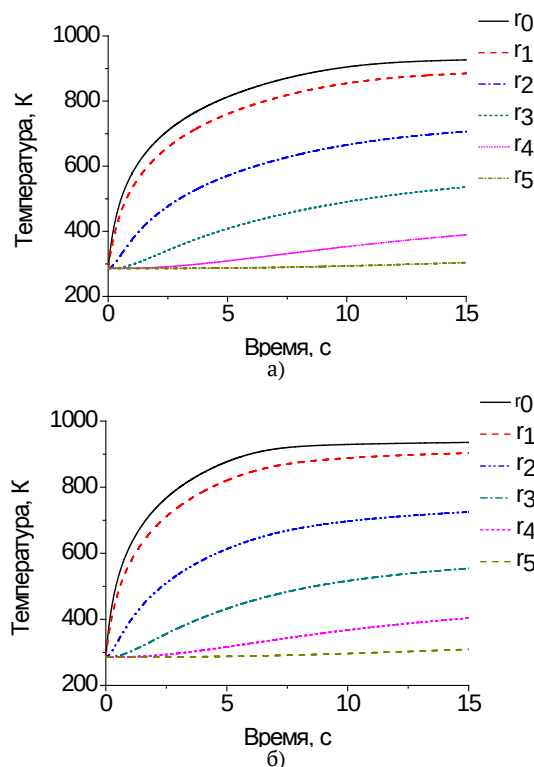


Рис. 4. Зависимость от времени температуры от центра кольцевых элементов биметаллического образца, удаленных на разные расстояния: а) алюминий (АД31) и сталь 12Х18Н10Т; б) алюминий (АД31) и титан (ВТ-6)

Моделирование динамики температурного поля при СТП проводилось для следующих биметаллических соединений: алюминиевого сплава (АД31) и стали 12Х18Н10Т; алюминиевого (АД31) и титанового (ВТ-6) сплавов; алюминиевого (АД31) и медного

(МЗ) сплавов. Необходимые для расчетов значения теплофизических характеристик материалов, включая коэффициент поглощения теплового излучения ε , были взяты из [1, 4]. Величина коэффициента ω теплоотдачи от образца к окружающей среде в значительной мере зависит от условий проведения эксперимента. В тех случаях, когда образец располагается на металлической опорной плите без специальной термоизоляции, его величина может превышать 100 Вт/(м²К). При наличии асбестовой термоизоляции для моделирования процесса СТП значения коэффициента теплоотдачи можно выбрать $\omega=100$ Вт/(м²К).

Величина вводимой тепловой мощности P_0 зависит как от материала образца, так и от его толщины h . В данной работе рассматриваются пластины, свариваемых материалов толщиной $h=4$ мм. Для обеспечения технологически обоснованной скорости СТП достаточной является величина вводимой мощности $P_0=3000$ Вт. Линейная скорость СТП зависит от скорости возрастания температуры в области, примыкающей к инструменту. Поэтому для ее оценки можно воспользоваться следующей формулой:

$$v = \frac{(r_1 - r_0)}{t(\eta T_m)}$$

где $t(\eta T_m)$ – время, за которое температура первого кольцевого элемента, примыкающего к пину, достигает значения технологической температуры СТП. Величина этой температуры составляет $\eta=0,7-0,8$ от температуры плавления T_m легкоплавкого компонента. Время $t(\eta T_m)$ рассчитывается численно.

Из расчетов динамики температурных полей, результаты которых представлены на рис. 4, линейная скорость СТП образца из алюминиевого (АД31) и титанового (ВТ-6) сплавов составила 0,91 мм/с, а образца из алюминиевого сплава (АД31) и стали 12Х18Н10Т – 0,62 мм/с. Эксперименты подтверждают справедливость этих оценок.

4. Экспериментальная часть. Процесс нагрева и остывания биметаллического образца из алюминиевого (АД31) и медного (МЗ) сплавов был исследован экспериментально. Температуры кольцевых элементов с внутренними радиусами r_0 , r_2 и r_3 измерялись методом термопар с использованием тензометрической станции А17-Т8 и самописца. Термопара представляла собой хромель-алюмелевую проволоку диаметром 0,25 мм. Термопары крепили на поверхность медного образца зачеканкой на расстоянии 2,5, 7,5 и 15 мм от оси ввода тепла (рис. 5). Измерения повторялись трижды и учитывались средние значения температур.

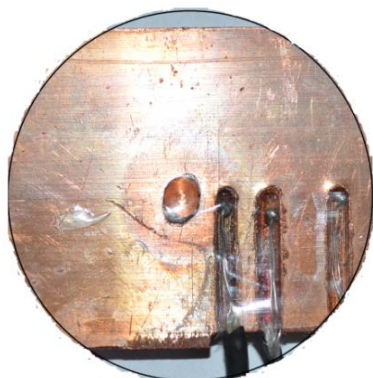


Рис. 5. Размещение термопар на медной пластине

На рис. 6 приведены результаты измерения температуры в указанных точках в процессе подвода мощности инструментом с фиксированным относительно образца положением оси.

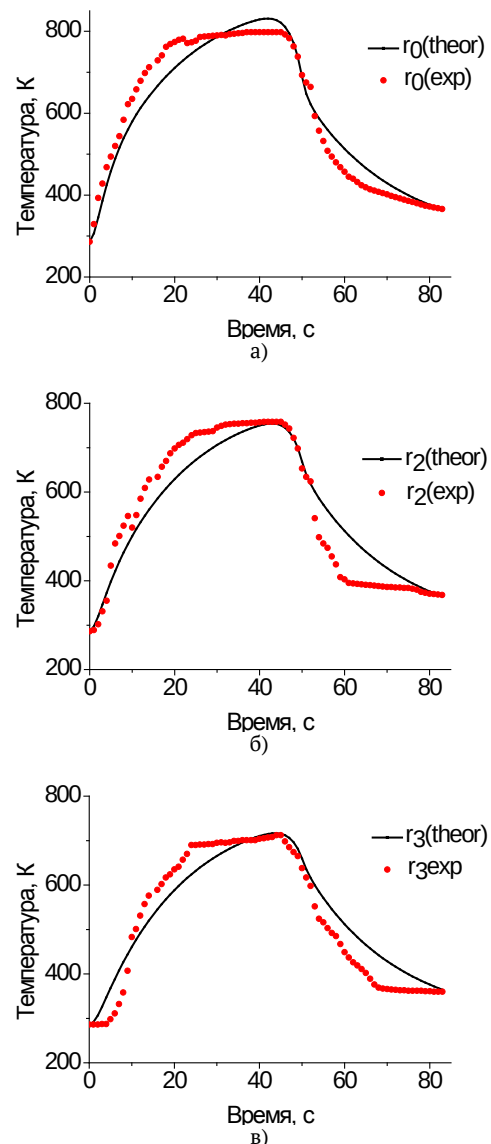


Рис. 6. Расчетная (сплошная кривая) и экспериментальная (пунктирная кривая) зависимости температуры от времени: а) на расстоянии 2,5 мм; б) на расстоянии 7,5 мм; в) на расстоянии 15 мм от оси инструмента

Продолжительность подвода тепла составляла $\tau=50$ секунд. Она была ограничена приближением температуры верхней алюминиевой пластины к точке плавления. Это приводило уменьшению коэффициента трения между инструментом и поверхностью образца. Остывание образца изучалось в течение немногим более 30 секунд. Термоизоляция образца и металлической плиты станка отсутствовала, поэтому эффективный коэффициент теплоотдачи в модельных расчетах принимался равным $\omega=400$ Вт/(м²К). Обоснованный вывод о величине параметра ω целесообразно делать на основе сравнения расчетных и экспериментальных температурных кривых в режиме остывания образца.

При моделировании динамики температуры путем численного решения системы уравнений (8) и (13) необходимо также учесть, что подвод тепловой мощности и его отключение происходят не мгновенно, а в течение некоторого интервала времени, связанного с процессами ввода и вывода инструмента. Поэтому зависимость тепловой мощности от времени в интервале от 0 до τ моделировали функцией вида

$$P(t) = P_0 \left[1 - \left(\frac{2t - \tau}{\tau} \right)^8 \right].$$

Расчетные функции временной зависимости температуры образца на расстояниях r_0 , r_2 и r_3 от оси инструмента представлены на рис. 6 сплошными кривыми. Экспериментальные зависимости показаны пунктирными кривыми. Сравнение показывает заметное их расхождение. Это говорит об ограниченной применимости, лежащего в основе математической модели приближения, в котором пластины считаются тонкими. В рассматриваемом случае пластин толщиной 4 мм температуры, измеряемые в меди, отличаются от их значений в алюминии. При меньшей толщине пластин результаты численного моделирования лучше согласуются с экспериментальными кривыми.

Выводы: разработана математическая модель для оценки температурной динамики СТП биметаллических пластин. Она представлена системой уравнений (8) и (13), которые при заданных начальных значениях могут быть численно решены с помощью известных пакетов компьютерных программ, имеющих функции решения систем дифференциальных уравнений, например, Mathcad, MAPLE и др. Эта модель отличается относительной простотой адаптации ее к решению технологических задач в условиях производства с изменяющейся

номенклатурой изделий, так как число изменяемых параметров сведено к минимуму. В частности, при заданных мощности тепловыделения, размерах и теплофизических характеристиках деталей или образцов можно оценить линейную скорость СТП, ограничивающую производительность установок.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ:

1. Бабичев, А.П. Физические величины: Справочник / А.П. Бабичев, Н.А. Бабушкина, А.М. Братковский и др.; под ред. И.С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. – М.: Энергоатомиздат, 1991. 1232 с.
2. Кучук-Яценко, С.И. Механизм формирования биметаллических соединений при сварке трением / С.И. Кучук-Яценко, В.И. Зяخور // Автоматическая сварка. 2002. №2 С. 3-12.
3. Рзаев, Р.А. Динамическая модель распределения температуры в металле при сварке трением с перемешиванием / Р.А. Рзаев, А.А. Чуларис, А.У. Джалмухамбетов, Ш.М. Атуев // Фундаментальные исследования. 2016. № 3-1. С. 47-55.
4. Чиркин, В.С. Теплофизические свойства материалов ядерной физики. – М.: Атомиздат, 1968. 484 с.
5. Bhatt, N. Parametric Analysis of Friction Stir Welding Using Finite Element Tool / N. Bhatt, A. Dwivedi // International Journal of Innovative Research in Science, Engineering and Technology. 2015. Vol. 4, Issue 12. P. 12187-12194.
6. Dawood, H.I. Microstructural Characterizations and Mechanical Properties in Friction Stir Welding Technique of Dissimilar (Al-Cu) Sheets / H.I. Dawood, Kahtan S. Mohammed, Azmi Rahmat, M.B. Uday // Journal of Applied Science and Agriculture. 2015. 10(5) Special. P. 149-158.
7. Gupta, M.S.N. Finite element modeling and thermomechanical analysis of friction stir welded Al/Cu bimetallic lap joints / M.S.N. Gupta, B. Balunaik, K.G.K. Murti // Int. J. Mech. Eng. & Rob. Res. 2012. Vol. 1, No. 2. P. 162-173.
8. Thomas, W.M. et al., Friction stir welding, US patent 5460317.

THE TEMPERATURE FIELD DYNAMICS AND ESTIMATION OF TECHNOLOGICAL PARAMETERS AT WELDING BY FRICTION WITH HASHING OF BIMETALLIC PLATES

©2016 R.A. Rzaev, A.U. Dzhalumukhambetov, V.V. Smirnov, Sh.M. Atuev

Astrakhan State University

In article the mathematical model of dynamics of temperature distribution at welding by friction of bimetallic connections is developed. The offered mathematical model allows to determine the process of two diverse metal sheets heating in the course of welding by friction with hashing. In its losses on radiation and heat emission in medium are considered. The model has been checked experimentally at connection with an overlap of plates from aluminum alloy AD31 and copper alloy M3.

Key words: *mathematical model, heat transfer, welding by friction with hashing, aluminum alloy, titanic alloy, bimetallic connection*

Radmir Rzaev, Assistant at the Department of Materials Science and Welding Technology. E-mail: radmir.82@mail.ru

Azattula Dzhalumukhambetov, Candidate of Physics and Mathematics, Associate Professor at the Department of Theoretical Physics and Methods of its Teaching. E-mail: jalm_au@mail.ru

Vladimir Smirnov, Candidate of Physics and Mathematics, Doctor of Pedagogy, Head of the Department of Materials Sciences and Welding Technology. E-mail: smirnov.v.aspu@mail.ru

Shamil Atuev, Student