

Поляков А.Ю.



Куликов В.П.



Федотов Б.В.

УДК 621.791.763.2

Поляков А.Ю., канд. техн. наук,
Куликов В.П., д-р техн. наук
Белорусско-Российский университет,
Республика Беларусь

Федотов Б.В., канд. техн. наук
Санкт-Петербургский политехнический
университет Петра Великого

mortis2008@mail.ru

РАЗРАБОТКА УРАВНЕНИЯ ТЕПЛООВОГО БАЛАНСА ДЛЯ РАСЧЕТА ТРЕБУЕМОЙ ВЕЛИЧИНЫ СВАРОЧНОГО ТОКА ПРИ КОНТАКТНОЙ РЕЛЬЕФНОЙ СВАРКЕ

В статье рассмотрена проблематика применения уравнения теплового баланса, изначально разработанного для контактной точечной сварки, к процессу контактной рельефной сварки нахлесточных соединений пластин. Предложено новое уравнение теплового баланса, позволяющее учесть реальную геометрию рельефной сварной точки, а также более точно рассчитать теплоотвод в металл свариваемых деталей и электродов. Это возможно при установлении закономерностей между толщиной свариваемых деталей и такими параметрами, как достаточная глубина проплавления одной детали, требуемый диаметр ядра и теплоотводящая площадь контакта «электрод–деталь».

Ключевые слова: рельефная сварка, точечная сварка, уравнение теплового баланса, форма литой зоны, глубина проплавления, диаметр ядра, площадь контакта

The article deals with the problem of applying the heat balance equation, originally developed for resistance spot welding, to the process of resistance projection welding of plate lap joints. A new heat balance equation is proposed which allows taking into account the real geometry of the projection fusion zone, and also more accurately calculating heat dissipation in the metal of the welded samples and electrodes. This is possible with the establishment of relationships between the thickness of the welded samples and such parameters as the sufficient depth of a fusion penetration of one sample, the required fusion spot diameter and the heat-transfer area of the electrode-work faying surfaces.

Keywords: projection welding, spot welding, heat balance equation, fusion zone shape, penetration depth, fusion spot diameter, contact area

Введение. Контактная рельефная сварка (далее — КРС) является разновидностью контактной точечной сварки (далее — КТС) и ее сущность заключается в том, что формирование неразъемного соединения, состоящего из двух и более деталей, происходит в результате пропускания высокоамперного импульса тока через межэлектродную зону, причем детали находятся в сжатом состоянии и на одной или нескольких из них предварительно располагают выступы (рельефы). В процессе КРС линии протекания тока сосредотачиваются у вершин рельефов в контактах «деталь–деталь» малой площади, которые к моменту выключения тока ограничиваются контурами самих рельефов [1]. Это позволяет осуществлять концентрированный полезный нагрев металла свариваемых деталей с момента включения тока и до момента его выключения. Благодаря высокой крутизне нарастания импульсов тока и относительно малым размерам рельефов (в сравнении с площадями свариваемых листов) плотность тока может достигать 400 А/мм² и более [2].

При КРС в межэлектродную зону вводится электрическая энергия (далее — $Q_{эз}$), которая затем преобразуется в тепловую. Тепловая энергия, в свою очередь, расходуется на нагрев металла свариваемых деталей и теплоотвод в близлежащие слои основного металла и материала сварочных электродов [3]. Энергия теплового излучения и конвективного теплообмена металла с окружающей средой в расчетах, как правило, не учитывается, т. к. процесс КРС является крайне быстротечным и его продолжительность в большинстве случаев не превышает 1...1,5 с.

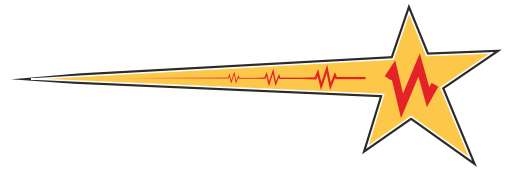
При способах контактной сварки процесс введения $Q_{эз}$ в межэлектродную зону основан на явлении выделения тепла в проводнике, через сопротивление которого протекает ток благодаря приложенной к нему разности потенциалов. В данном случае, проводником выступает межэлектродная зона с сопротивлением $R_{эз}$, а в момент сжатия свариваемых деталей электродами через эту зону протекает сварочный ток $I_{св}$ на протяжении длительности $t_{св}$.

Закон Джоуля–Ленца связывает между собой параметры $Q_{эз}$, $I_{св}$, $R_{эз}$ и $t_{св}$ по общеизвестной формуле. Таким образом, при необходимости КРС конкретного соединения определить требуемую величину $Q_{эз}$ возможно, но только зная параметры $I_{св}$, $R_{эз}$ и $t_{св}$.

Как и в предыдущие годы, для большинства современных предприятий определение требуемых значений вышеуказанных параметров применительно к процессу КРС представляет собой сложную задачу.

При КРС сопротивление межэлектродной зоны $R_{эз}$ является трудноанализируемым параметром. Если при КТС электродами с плоскими поверхностями в процессе нагрева межэлектродной зоны площади контактов «электрод–деталь» и «деталь–деталь» изменяются относительно мало, то при КРС площадь контакта между деталями динамично увеличивается вплоть до момента выключения тока. По этой причине воспользоваться рекомендациями параметра $R_{эз}$ (относительно стабилизированного и соответствующего моменту выключения тока), как





для процесса КТС [3, 4], при КРС не представляется возможным. Ввиду отсутствия данных рекомендаций при расчетах параметров режима КРС на предприятиях приходится пользоваться соответствующими данными для КТС (для схожих материалов и толщин), что является весьма приближенным.

Требуемые значения параметров $\tau_{св}$ и $I_{св}$ (для процесса КРС) инженеры-технологи предприятий также принимают по литературным рекомендациям, которые часто являются результатом многолетней производственной практики.

При этом анализ имеющейся литературы по контактной сварке позволяет выделить три метода определения основных параметров режима КРС.

Первый и самый главный метод заключается в расчете уравнения теплового баланса межэлектродной зоны (далее — УТБ). Первоначально разработанное для процесса КТС, УТБ позволяет рассчитать величину $Q_{эз}$, необходимую для ввода в межэлектродную зону. Предполагается, что, как и при КТС, при КРС данная энергия расходуется, во-первых, на так называемый «полезный нагрев» металла свариваемых деталей, во-вторых, на теплоотвод в основной металл свариваемых деталей и, в-третьих, на теплоотвод в электроды сварочной машины. Для расчета УТБ вычерчиваются геометрия соединения и схема процесса КРС (рис. 1).

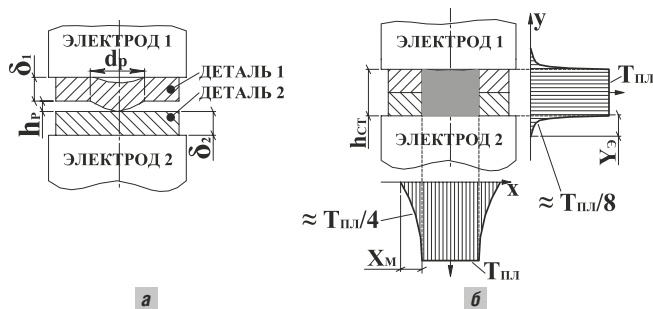


Рис. 1. Геометрия рельефного соединения перед сваркой (а) и расчетная схема уравнения теплового баланса (б)

На рис. 1: d_p и h_p — диаметр и высота рельефа, соответственно; δ_1 и δ_2 — толщины свариваемых деталей; $h_{ст}$ — высота условного столбика металла свариваемых деталей, нагреваемого до температуры, близкой к температуре его плавления; X_m — ширина условного кольца металла свариваемых деталей, окружающего вышеуказанный столбик и нагреваемого до температуры около $0,25T_{пл}$ при теплоотводе; Y_3 — высота условного столбика металла электрода, нагреваемого до температуры около $0,125T_{пл}$ при теплоотводе; $T_{пл}$ — температура плавления металла свариваемых деталей; затемненная область — зона расплавления.

Далее составляется УТБ и приводятся формулы расчета его составляющих:

$$Q_{эз} = Q_{п} + Q_{м} + Q_3 + Q_{к}; \quad (1)$$

$$Q_{п} = V_{м} c_{м} \gamma_{м} T_{пл}; \quad (2)$$

$$Q_{м} = V_{к} K_1 c_{м} \gamma_{м} (0,25T_{пл}); \quad (3)$$

$$Q_3 = 2V_3 K_2 c_3 \gamma_3 (0,125T_{пл}), \quad (4)$$

где $Q_{п}$ — полезная энергия, затрачиваемая на получение зоны взаимного расплавления металла свариваемых деталей; $Q_{м}$ — энергия, затрачиваемая на теплоотвод в основной металл

свариваемых деталей; Q_3 — энергия, затрачиваемая на теплоотвод в электроды; $V_{м}$ — объем условного столбика металла свариваемых деталей, нагреваемого до температуры, близкой к температуре его плавления; $V_{к}$ — объем условного кольца металла свариваемых деталей, окружающего вышеуказанный столбик и нагреваемого до температуры около $0,25T_{пл}$ при теплоотводе; $2V_3$ — суммарный объем условных столбиков металла двух одинаковых электродов, нагреваемых до температуры около $0,125T_{пл}$ при теплоотводе; K_1 — коэффициент учета неравномерности нагрева кольца металла свариваемых деталей по объему; K_2 — коэффициент учета формы контактной поверхности электродов; $c_{м}$ и c_3 — удельная теплоемкость металла свариваемых деталей и электродов, соответственно; $\gamma_{м}$ и γ_3 — плотность металла свариваемых деталей и электродов, соответственно; $Q_{к}$ — энергия, затрачиваемая на конвективный теплообмен металла с окружающей средой.

Для наиболее применяемого на производстве при КРС листового металла толщиной до 5 мм при сварке двух деталей по круглому рельефу:

а) объем условного столбика металла $V_{м}$ в горизонтальной плоскости его сечения ограничивается площадью $S_{ст}$, определяемой диаметром рельефа d_p , а высота столбика $h_{ст}$ — суммарной толщиной свариваемых деталей ($\delta_1 + \delta_2$)

$$V_{м} = S_{ст} h_{ст} = (0,25\pi d_p^2)(\delta_1 + \delta_2); \quad (5)$$

б) объем условного кольца металла $V_{к}$ в горизонтальной плоскости сечения ограничивается кольцевой площадью $S_{к}$ с внутренним диаметром, равным диаметру рельефа d_p , и внешним диаметром, определяемым шириной данного кольца X_m (высота кольца также ограничивается суммарной толщиной свариваемых деталей)

$$V_{к} = S_{к} h_{к} = 0,25\pi ((d_p + 2X_m)^2 - d_p^2)(\delta_1 + \delta_2); \quad (6)$$

$$V_{к} = \pi X_m (d_p + X_m)(\delta_1 + \delta_2); \quad (7)$$

в) объем условного столбика металла одного электрода V_3 в горизонтальной плоскости сечения ограничивается не площадью контакта «электрод-деталь», как при КТС, а площадью круга $S_{кр}$ (для высажденных рельефов) или кольца $S_{кол}$ (для выштампованных рельефов) с внешним диаметром, несколько превышающим диаметр рельефа d_p ; после сварки цвета побежалости на металле в зоне контакта «электрод-деталь» свидетельствуют о том, что это превышение составляет некоторую величину Δ , равную 2...3 мм и более (при этом высота условного столбика равна Y_3)

$$V_3 = S_{кр} Y_3 \text{ или } V_3 = S_{кол} Y_3; \quad (8)$$

$$V_3 = 0,25\pi (d_p + \Delta)^2 Y_3 \text{ или } V_3 = 0,25\pi ((d_p + \Delta)^2 - d_p^2) Y_3. \quad (9)$$

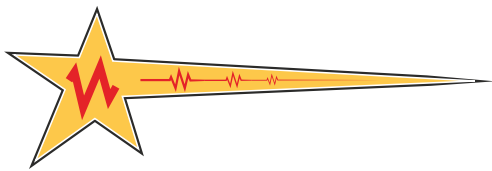
Параметры X_m и Y_3 определяются по заранее известным значениям коэффициентов температуропроводности металла свариваемых деталей a_m и электродов a_3 , а также параметра $\tau_{св}$ (выбираются из литературных рекомендаций для конкретных материалов и толщин):

$$X_m = 4\sqrt{a_m \tau_{св}}; \quad (10)$$

$$Y_3 = 4\sqrt{a_3 \tau_{св}}. \quad (11)$$

Таким образом, принцип расчета УТБ применительно к КРС, как и для процесса КТС, состоит в оценке теплосодержания





конкретных объемов металла деталей и электродов, доводимых при сварке до определенных температур при полезном нагреве и теплоотводе.

Известно, что с ростом температуры истинная теплоемкость низкоуглеродистой стали сначала нелинейно нарастает приблизительно до 1,33 Дж/г °С (точка Кюри), затем нелинейно падает до 0,68 Дж/г °С (α - γ превращение), после чего нарастает до γ - α превращения и далее до перехода металла в жидкую фазу (0,73 Дж/г °С) [5, 6]. Теплосодержание стали h при этом также изменяется, например, при последовательном нагреве от 300 до 1000 К размерный ряд увеличения h через каждые 100 К имеет вид (в Дж/г): 49 → 55 → 59 → 64 → 70 → 80 → 96. Т.е. количество тепловой энергии, которую теоретически можно ввести в 1 г массы низкоуглеродистой стали при постоянном нагреве ее от 27 до 727 °С, составляет около 473 Дж.

По аналогии с процессом КТС, при КРС в УТБ сложно учесть такой характер изменения теплосодержания с ростом температуры нагрева, поэтому для упрощения расчетов принята также использовать усредненную теплоемкость.

Таким образом, применительно к процессу КРС после определения по УТБ необходимой величины $Q_{з3}$ по закону Джоуля–Ленца рассчитывается требуемая величина $I_{св}$.

Вторым методом определения основных параметров режима КРС является опытно–экспериментальный. В соответствии с ним предварительно изготавливается партия однотипных деталей, на которых отрабатываются различные комбинации задаваемых параметров режима сварки: $I_{св}$, $t_{св}$, усилие сжатия электродов $F_{св}$, геометрия электродов. Принимается некий базовый режим сварки (конкретная комбинация параметров), на котором сваривают несколько однотипных соединений. Например, по источнику [7] для КРС любого соединения из низкоуглеродистой стали: а) опытным путем подбирается величина $I_{св}$ с учетом допустимой плотности тока в пределах 200...500 А/мм² при $t_{св} \approx 0,2$ с; б) величина $t_{св}$ составляет не более 0,5 с; в) величину $F_{св}$ подбирают по величине свариваемой площади исходя из удельного давления в пределах 3...5 кг/мм². Если после сварки геометрия соединений удовлетворяет предъявляемым требованиям, на макрошлифах отсутствуют недопустимые дефекты и прочностные испытания прошли успешно, то использованная комбинация параметров принимается за основной режим КРС. В противном случае режимы сварки корректируются и весь процесс повторяется до обеспечения всех требований, предъявляемых к соединениям.

Третьим методом определения основных параметров режима КРС является их выбор по литературным рекомендациям, которые существенно различаются между собой. При этом в случае удачного выбора литературного режима КРС невозможно понять, оптимален он или

нет в вопросе энергоэффективности, т. к. дефектов может не быть, а энергопотребление сварочной машины из сети будет завышаться.

Анализ и сравнение приведенных методов позволяют сделать вывод о том, что для расчета основных параметров режима КРС, адекватно учитывающих теплосодержание металла свариваемых деталей и электродов, а также для повышения энергоэффективности данного процесса необходима переработка существующего УТБ путем пересмотра теоретических основ, определяющих процесс введения электрической энергии в межэлектродную зону.

Методика проведения исследований. Применительно к процессу КРС проблематика расчета УТБ состоит в трех его особенностях [8]. Во-первых, расчет составляющей $Q_{п}$ основан на предположении, что условный столбик металла будущей точки расплавляется полностью. Во-вторых, расчет составляющей $Q_{м}$ основан на предположении, что условное кольцо металла вокруг будущей точки всем своим объемом нагревается до $0,25T_{пл}$. В-третьих, расчет составляющей $Q_{з}$ основан на предположении, что условные столбики материала электродов над и под точкой всем своим объемом нагреваются до $0,125T_{пл}$.

Если совместить предполагаемые размеры сварной точки (задаваемые в УТБ), а также макрошлиф и срез реальной точки, полученной при КРС на режимах в соответствии с УТБ, то очевидным является несоответствие этих размеров (рис. 2).

В частности, предполагаемый цилиндрический объем расплавления металла деталей V_p в горизонтальной плоскости расчетной точки ограничивается диаметром рельефа d_p , а в реальной точке этот объем имеет переменное сечение с уменьшением площади от центра к краям. В вертикальной плоскости реальной точки объем V_p не ограничивается наружными поверхностями свариваемых деталей, как это принято в расчете (с запасом).

Отличие геометрий литых зон рельефных соединений подтверждается результатами конечно–элементного моделирования электротермодеформационного процесса КРС пакетного нахлесточного соединения пластин толщиной 2 + 2 + 2 мм по одному круглому выштампованному рельефу диаметром 6 мм на наружных деталях (рис. 3). Форма смо-

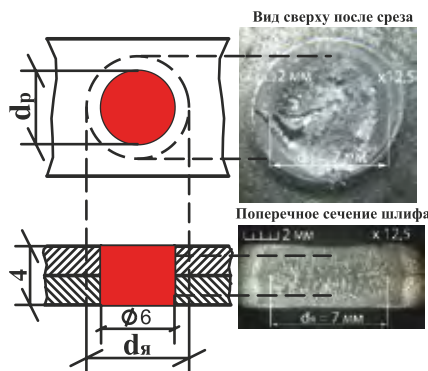


Рис. 2. Сравнение расчетной (слева) (по УТБ) и реальной (справа) сварных точек при сварке двух пластин из низкоуглеродистой стали толщиной 2 + 2 мм по одному круглому выштампованному рельефу 6x1,2 мм ($d_я$ — диаметр литого ядра)

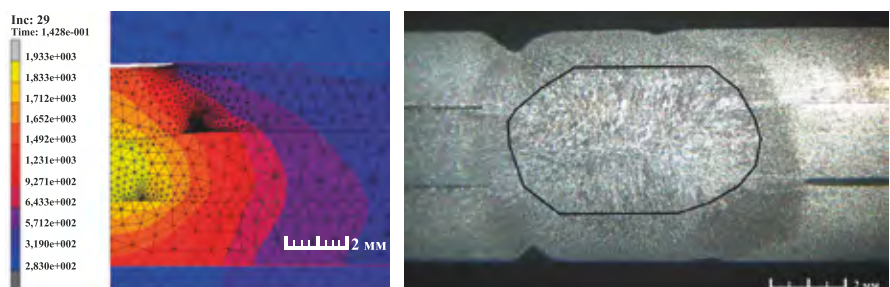
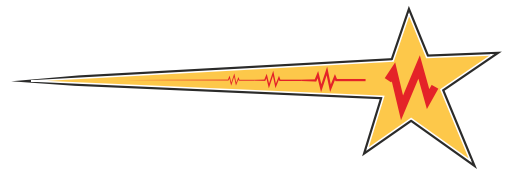


Рис. 3. Сравнение шлифа и результата моделирования процесса КРС пластин толщиной 2 + 2 + 2 мм в среде MSC.MARC (температура в °С)



делированной точки схожа с реальным шлифом и отличается от расчетной по УТБ (по аналогии с рис. 2) [9].

Это свидетельствует о том, что при КРС на режимах в соответствии с УТБ при вводе в межэлектродную зону расчетной $Q_{эз}$ определенная ее часть расходуется на дополнительный теплоотвод в основной металл и электроды.

Несмотря на это, для упрощения расчета УТБ исследователями было принято, что при КРС и КТС тонколистового металла предполагаемая зона взаимного расплавления металлов имеет форму цилиндра, ограничиваемого суммарной толщиной деталей $n\delta$, а также: а) при КТС — диаметром контактной поверхности электрода d_3 (при двух одинаковых электродах); б) при КРС — диаметром самого рельефа d_p .

Однако, если при КТС полученная литая зона на макрошлифе в поперечном сечении отдаленно напоминает прямоугольник со сторонами, близкими по размерам к вышеуказанным ($n\delta$ и d_3), что соответствует представлениям о цилиндрической форме зоны взаимного расплавления деталей (рис. 4, а), то при КРС — нет (рис. 4, б). Геометрическая форма литой зоны рельефных сварных соединений напоминает объемный эллипсоид.

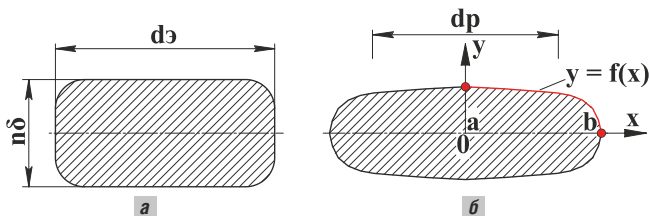


Рис. 4. Форма поперечного сечения литой зоны при КТС (а) и КРС (б)

Таким образом, можно сделать вывод, что применительно к случаю КРС при расчете УТБ необходимо более точно учитывать габариты предполагаемой зоны взаимного расплавления металла деталей (объем металла деталей, нагреваемого до $T_{пл}$).

Этого можно добиться либо применяя конечно-элементное моделирование электротермодеформационных процессов, происходящих в межэлектродной зоне при КРС, либо анализируя геометрию реальных макрошлифов указанных соединений.

Результаты исследований и их обсуждение. Рассматривалась геометрия двадцати осесимметричных макрошлифоводнотипных рельефных сварных соединений пластин из низкоуглеродистой стали толщиной 2 + 2 мм, полученных при КРС по одному круглому выштампованному рельефу габаритами 6x1,2 мм на режимах в соответствии с УТБ: $I_{св} = 14,9$ кА; $\tau_{св} = 0,28$ с и $F_{св} = 3,6$ кН [10]; $R_{эз} = 100$ мкОм (значение определялось экспериментально с помощью системы САУ КРС «ЭНЕРГИЯ» [11]). Сварка производилась на машине типа МТ-32 с электродами с увеличенной площадью контактной поверхности.

На макрошлифах зоны взаимного расплавления металлов деталей разбили на четыре равные части и определили достаточное количество точек приближенных кривых, ограничивающих одну часть. В программе TABLECURVE 2D совместили между собой кривые, после чего осуществили их аппроксимацию и с высокой степенью достоверности (коэффициент детерминации $R^2 = 0,99967786$) определили

функцию, описывающую полученную усредненную кривую ($y = a + bx + cx^{0.5} + de^{-x}$) (рис. 5):

$$y = -4,9741427 - 2,619674x + 9,6496336x^{0.5} + 4,9817613e^{-x} \quad (13)$$

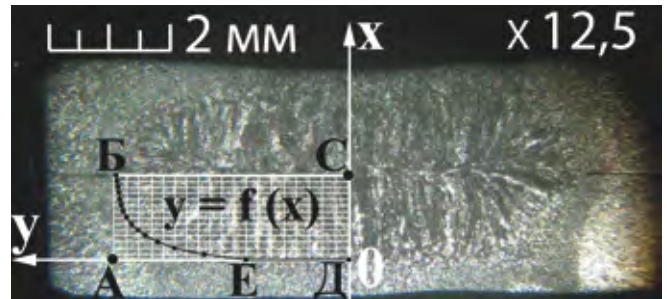


Рис. 5. Принцип определения функции $y = f(x)$ для кривой, ограничивающей четверть реальной рельефной сварной точки в поперечном сечении макрошлифа

Вращением данной функции вокруг соответствующей координатной оси может быть получена фигура с объемом в половину объема литой зоны

$$V_{1/2} = \pi \int_a^b f^2(x) dx, \quad (14)$$

где a и b — пределы интегрирования функции $y = f(x)$; x — глубина проплавления одной детали $h_{пр1д}$.

Затем вычислили объем всей литой зоны ($V = 2V_{1/2}$).

С учетом этого формула расчета составляющей $Q_{п}$ в уравнении теплового баланса видоизменилась. Для случая КРС двух деталей равной толщины она приняла вид

$$Q_{п} = 2\pi \int_0^{h_{пр1д}} f^2(x) dx c_m \gamma_m T_{пл}. \quad (15)$$

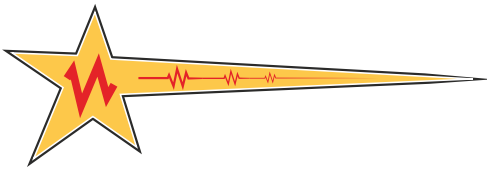
Таким образом, заранее зная некое минимальное значение параметра $h_{пр1д}$, обеспечивающее достаточную прочность соединения, а также теплофизические характеристики металла свариваемых деталей, можно с высокой степенью точности оценить полезную энергию, затрачиваемую на формирование зоны взаимного расплавления металла деталей при КРС.

Такой подход вносит корректировку и в формулу расчета составляющей $Q_{м}$ в УТБ, т. к. высота условного кольца теплоотвода в основной металл будет меньше суммарной толщины двух деталей $\delta_1 + \delta_2$ и равняться $2h_{пр1д}$. Соответственно, для случая КРС двух деталей равной толщины формула приняла вид

$$Q_{м} = 0,5\pi X_m (d_p + X_m) h_{пр1д} K_1 c_m \gamma_m T_{пл}. \quad (16)$$

При этом также оценили энергию $Q_{мдоп}$, которая должна затрачиваться на дополнительный теплоотвод в неучтенную часть объема основного металла свариваемых деталей. На рис. 5 участок АВЕ очерчивает площадь, определяющей данную часть объема. Результаты конечно — элементного моделирования процесса КРС соединений схожих толщин, представленные в источниках [9, 12, 13], дают основание полагать, что средняя температура теплоотвода через соответствующие части объема основного металла составляет не ниже $0,5T_{пл}$ (см. рис. 3). С учетом расчета значения





этого объема энергия, затрачиваемая на дополнительный теплоотвод, рассчитывается по формуле

$$Q_{\text{доп}} = 0,5 \left[0,5\pi d_{\text{я}}^2 h_{\text{пр1Д}} - 2\pi \int_0^{h_{\text{пр1Д}}} f^2(x) dx \right] K_1 c_m \gamma_m T_{\text{пл}}, \quad (17)$$

где $d_{\text{я}}$ — диаметр литого ядра (см. рис. 2)

Площади контактов поверхностей свариваемых деталей и массивных электродных плит (или специальных электродов с увеличенными площадями контакта под КРС) составляют десятки квадратных сантиметров. При КРС теплоотвод из межэлектродной зоны в токоподводящие электроды (плиты), приводящий к их прогреву до температуры около $0,125T_{\text{пл}}$, происходит по объемам электродного металла, существенно меньшим в сравнении с объемами, ограничиваемыми площадями контактов «электрод — деталь». Для электрода № 1, контактирующего с деталью № 1, на которой рельеф отсутствует, этот объем ограничивается площадью круга $d_{\text{к}}$, имеющего диаметр d_1 , на несколько миллиметров превышающий диаметр рельефа $d_{\text{р}}$. Для электрода № 2, контактирующего с деталью № 2, на которой предварительно выштампован круглый рельеф, этот объем ограничивается площадью кольца с внутренним диаметром $d_{\text{вн}}$, равным диаметру рельефа $d_{\text{р}}$, и внешним диаметром d_1 . Если принять $d_1 = d_{\text{р}} + \Delta$ (где Δ — величина превышения диаметра рельефа в круговом или кольцевом контактах «электрод — деталь»), то формула расчета составляющей Q_3 в УТБ примет вид:

– для контакта «электрод–деталь №1»:

$$Q_3 = 0,03125\pi(d_{\text{р}} + \Delta)^2 \gamma_3 K_2 c_3 \gamma_3 T_{\text{пл}}; \quad (18)$$

– для контакта «электрод–деталь №2»:

$$Q_3 = 0,03125\Delta\pi(2d_{\text{р}} + \Delta)\gamma_3 K_2 c_3 \gamma_3 T_{\text{пл}}. \quad (19)$$

В конечном итоге, УТБ для КРС двух пластин по одному кругу выштампованному рельефу примет развернутый вид:

$$\begin{aligned} Q_{33} = & 2\pi \int_0^{h_{\text{пр1Д}}} f^2(x) dx c_m \gamma_m T_{\text{пл}} + \\ & + 0,5\pi X_{\text{м}}(d_{\text{р}} + X_{\text{м}})h_{\text{пр1Д}} K_1 c_m \gamma_m T_{\text{пл}} + \\ & + 0,5 \left[0,5\pi d_{\text{я}}^2 h_{\text{пр1Д}} - 2\pi \int_0^{h_{\text{пр1Д}}} f^2(x) dx \right] K_1 c_m \gamma_m T_{\text{пл}} + \\ & + 0,03125\pi(d_{\text{р}} + \Delta)^2 \gamma_3 K_2 c_3 \gamma_3 T_{\text{пл}} + \\ & + 0,03125\Delta\pi(2d_{\text{р}} + \Delta)\gamma_3 K_2 c_3 \gamma_3 T_{\text{пл}} \end{aligned} \quad (20)$$

Для решения такого УТБ применительно к конкретным материалам необходимо предварительно установить закономерности между толщиной свариваемой детали δ и:

- а) достаточной глубиной проплавления одной детали $h_{\text{пр1Д}}$;
- б) требуемым диаметром ядра $d_{\text{я}}$;
- в) параметром Δ .

Выводы

На основании анализа геометрий реальных макрошлифов рельефных сварных соединений, полученных при сварке на расчетных режимах в соответствии с рекомендуемыми в литературе данными, разработано уравнение теплового баланса, отличное от общепринятого. Предлагаемое уравнение позволяет учесть объемно–эллипсоидную форму рельефной сварной точки, а также более точно вычислить энергию, расходуемую на теплоотвод в металл свариваемых деталей и электродов. Это, в свою очередь, позволяет оптимизировать требуемую величину сварочного тока, рассчитываемую по закону Джоуля–Ленца.

Список литературы

1. Гилевич В.А. Технология и оборудование рельефной сварки. Л.: Машиностроение, 1976. 151 с.
2. Абабков Н.В., Пимонов М.В. Технология и оборудование контактной сварки. Кемерово: КузГТУ, 2011. 258 с.
3. Березиенко В.П., Мельников С.Ф., Фурманов С.М. Технология сварки давлением. Могилев: Белорусско–Российский университет, 2009. 256 с.
4. Чулошников П.Л. Точечная и роликовая электросварка легированных сталей и сплавов. М.: Машиностроение, 1974. 231 с.
5. Фролов В.В., Волченко В.Н., Ямпольский В.М., Винокуров В.А. Теория сварочных процессов. М.: Высшая школа, 1988. 559 с.
6. Багрянский К.В., Добротина З.А., Хренов К.К. Теория сварочных процессов. Киев: Высшая школа, 1976. 424 с.
7. Липа М., Голасек Я. Контактная рельефная сварка. Киев: Техника, 1971. 324 с.
8. Поляков А.Ю., Куликов В.П. О необходимости разработки теоретических и технологических основ повышения энергоэффективности процесса контактной рельефной сварки // Материалы международной научно–технической конференции молодых ученых «Новые материалы, оборудование и технологии в промышленности». Могилев, 26–27 октября 2017. С. 14–21.
9. Поляков А.Ю. Контактная рельефная сварка пакетных соединений с автоматическим регулированием параметров режима: дис. канд. техн. наук: защищена 13.02.2015. Могилев, 2015. 204 с.
10. Гуляев А.И. Технология и оборудование контактной сварки. М.: Машиностроение, 1985. 256 с.
11. Поляков А.Ю. Энергоэффективность процесса управления сварочной машиной в режиме реального времени при контактной рельефной сварке // Сварка и диагностика, 2017. № 3. С. 51–55.
12. Бендик Т.И. Рельефная сварка Т–образных соединений с направленной упругопластической деформацией металла: дис. канд. техн. наук: защищена 05.06.2009. Могилев, 2009. 140 с.
13. Mikno Z. Projection Welding with Pneumatic and Servomechanical Electrode Operating Force Systems // Welding Journal, 2016. № 8. P. 286–299.

