

Расчет температур в алюминиевой пластине по диаметрам расплавленных точек*

Сидоров В.П., Советкин Д.Э., Мельзитдинова А.В.

Тольяттинский государственный университет

г. Тольятти, Российская Федерация

vladimir.sidorov.2012@list.ru

Аннотация. Обосновано понятие равновесной эффективной мощности сварочных источников тепла. Это разность между полной эффективной мощностью и потерями уноса на теплоотдачу в окружающую среду и в оснастку. Использование равновесной мощности позволяет по размерам сварочной ванны определять параметры источника тепла и теплофизические коэффициенты в математической модели. Разработана компьютерная программа расчета размеров сварочной ванны и термических циклов при действии нормально-кругового источника тепла (НКИ) на поверхности пластины. Приводится пример определения параметров НКИ по диаметрам расплавленных точек на пластине из алюминиевого сплава сжатой дугой с разнополярными импульсами тока. Рассчитаны термические циклы для точки на оси источника тепла при различном времени его действия. Выполнены оценки времени кристаллизации расплава после выключения дуги. Получено расчетное радиальное распределение температуры. При данной модели температуры в центре сварочной ванны около 1,3-1,5 температур плавления алюминия. Разработанная методика расчета температур может быть использована для определения оптимальных режимов точечной дуговой сварки, исключающих образование кристаллизационных трещин.

Ключевые слова: эффективная мощность, математическая модель, термический цикл, сжатая дуга, разнополярные импульсы, алюминий, расплавление точек, время кристаллизации.

ВВЕДЕНИЕ

Повышение точности расчетов температур при сварке по-прежнему актуально. Для исследований температур все чаще применяют метод конечных элементов с помощью специальных пакетов прикладных программ [1-3].

В работе [4] такой метод применен к условиям сварки высоколегированной стали, причем действие сварочной дуги смоделировано двумя источниками тепла: линейным и нормально-круговым на поверхности пластины. Учтена теплоотдача от пластин в подкладку и влияние на нее формирующей канавки. Однако в результате экспериментов вариация размеров шва при одинаковых параметрах процесса составляет в среднем $\pm 10\%$. Это обусловлено совместным действием ряда второстепенных факторов, которые трудно учесть при проведении эксперимента. Например, могут сказываться поверхностные явления при растекании жидкого металла на границах сварочной ванны. Сложно избежать действия возмущающих факторов параметров сборки и сварки соединения. Естественно, что не следует требовать более высокой сходимости расчетных и опытных данных по размерам шва и температурам, чем

вариация данных в наиболее точно выполненных экспериментах. В связи с этим возможности классических математических моделей, примером которых являются формулы теории Н.Н. Рыкалина, нельзя считать исчерпанными.

Одним из путей, позволяющих расширить области применения таких моделей, является использование в формулах коэффициентов, выбираемых не на основе рекомендаций по усредненным температурам в зоне сварки, а полученных на основе прямых экспериментов. Например, в работе [5] температуры рассчитывали по результатам измерения размеров сварочной ванны. В работе [6] предложено преобразование координат, связанных через расчетные и опытные размеры ванны.

В большинстве современных работ используют решения, учитывающие поверхностную теплоотдачу от свариваемых поверхностей. Кроме того, что данные о поверхностной теплоотдаче тел весьма противоречивы, такой подход сложно применять для учета теплоотвода в сварочную оснастку. Особенно большое значение имеет теплоотвод при сварке малых толщин.

Одной из причин, снижающих точность расчетов температур, является использование эффективной мощности источника тепла в традиционном ее понимании. В терминологических стандартах [7, 8] понятие эффективной мощности отсутствует. В косвенных определениях [9-11] под ней понимают мощность, вводимую в свариваемое изделие, то есть мощность теплоотдачи также включают в эффективную мощность. Об этом свидетельствует и то, что согласно классической методике измерения эффективной мощности [12] к калориметрической мощности прибавляют мощность теплоотдачи. В связи с этим эффективный КПД свободной сварочной дуги в аргоне по данным [9] изменяется в пределах $\eta=0,5-0,6$, а по данным [13], анализировавшим семь различных работ, от 0,35 до 0,9. Такой значительный разброс обусловлен, по видимому, различием условий опытов. Поэтому использование η для расчета температур при сварке не обеспечивает требований к точности, предъявляемым инженерной практикой. К этому следует добавить, что, например, при дуговой сварке для определения эффективной мощности нужно знать еще и напряжение дуги, зависимости для которого также довольно неопределенны.

В [10, 11] содержится понятие потерь уноса от свариваемого изделия, однако их считают существенными только при резке и электроннолучевой сварке. По нашему мнению, наряду с понятием эффективной мощности следует использовать новое понятие, которое учитывало бы потери уноса

* Статья публикуется по рекомендации программного комитета Международной научно-практической конференции "Материаловедение и металлургические технологии" (RusMetalCon-2019), <https://rusmetalcon.susu.ru>

в конкретном процессе сварки. Такую мощность можно называть, например, равновесной эффективной мощностью. Любой процесс сварки начинается с неустановившегося теплового состояния. В начальный момент в изделие передается максимально возможная мощность. Постепенно, с наступлением установившегося теплового состояния, потери уноса достигают максимума и разность мощности, вносимой в изделие источником тепла, и мощности уноса становится постоянной. Равновесная мощность теплопроводностью распространяется в изделии. Во многих случаях именно такая равновесная мощность и должна использоваться при расчетах температур и тогда отпадает необходимость в учете теплоотдачи от изделия. Например, в работе [13] калориметрирование деталей проводилось в условиях интенсивного отвода тепла от них в калориметр в процессе сварки. В результате эффективный КПД дуги прямой полярности в аргоне получили на уровне $\eta=0,8$. Равновесный эффективный КПД, подсчитанный по формуле точечного источника тепла по глубине проплавления пластины, оказался в среднем примерно на 40% меньше. Аналогично в работе [14] калориметрическая (равновесная) мощность при сварке электрозаклепками, когда очень велик теплоотвод в оснастку, хорошо совпала с расчетной мощностью по схеме линейного источника тепла в пластине. Эффективная мощность при калориметрировании толстой пластины была в 2,5 раза выше. С помощью такого подхода удалось получить удовлетворительную сходимость опытной и расчетной ширины реза при плазменной резке [15].

Преимущество такого подхода заключается в том, что в большинстве случаев нет необходимости в калориметрировании равновесной мощности, а достаточно по подходящей математической модели определить по характерным температурам термического цикла (например, по размерам шва) равновесную мощность и другие коэффициенты модели. Новым в таком подходе, по сравнению с известными [5, 6], является включение равновесной мощности в число определяемых коэффициентов.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

Наиболее наглядно это можно продемонстрировать по расчетной схеме нормально-кругового источника тепла (НКИ), действующего на поверхности плоского слоя (пластины) [16]. Такая расчетная схема может быть опробована для процесса дуговой точечной сварки нахлесточных соединений. Формула для НКИ получена для линейной постановки задачи, то есть возникает проблема выбора теплофизических коэффициентов и параметров теплового потока источника тепла.

Целью данной работы являлось изучение особенностей термических циклов по параметрам НКИ, определенным по размерам точек, наплавленных сжатой дугой в среде аргона.

Термические циклы при сварке электрозаклепками во многом определяют структуру и свойства соединений, и возникновение ряда дефектов, таких как кратер и трещины на поверхности расплавленной точки. Распространение тепла в каждом из свариваемых элементов имеет существенные особенности. Поэтому создание универсальной математической модели для расчета термических циклов в свариваемых элементах проблематично. На первом этапе целесообразно рассмотреть особенности распространения тепла в одной пластине при расплавлении на ней точки.

Для экспериментов использовали дугу с разнополярными импульсами тока и одноэлектродный водоохлаждаемый сварочный плазмотрон ГСД-1М с осевой подачей плазмобразующего аргона 8 л/мин. Дугу питали от универсального источника питания "Брима" [17]. Диаметр вольфрамового электрода 3,0 мм, диаметр цилиндрического канала сопла 3,0 мм. Расстояние от торца электрода до входного сечения сопла 3 мм. Расплавление точек производили в нижнем положении на весу, на пластине размерами 127×38×2,0 мм из алюминиевого сплава АМц. Соотношение длительности импульсов прямой и обратной полярностей (баланс токов) устанавливали 25/75%, сила тока по данным амперметра установки 110 А. Расстояние от плазмотрона до детали 1,0 мм. Зажигание дуги осуществлялось прямым пробоем дугового промежутка между электродом и изделием, включением высокочастотного блока источника питания. Дуга косвенного действия не использовалась. Было наплавлено последовательно три точки при изменении только длительности горения дуги, которая фиксировалась по киносъемке со скоростью 120 кадров/с. Напряжение дуги по вольтметру 27 В. После наплавки каждой точки пластины остывали до температуры помещения.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

В результате получили все точки с полным проплавлением пластины. Точки имели с лицевой стороны кратер с острым углублением по центру соответственно глубиной 0,6, 1 и 1,3 мм. Производили измерение диаметров точек с лицевой и обратной стороны в трех направлениях под углом 120° с точностью до 0,02 мм и усреднение (табл. 1).

Таблица 1

Результаты измерений расплавленных точек

№ точки	t, c	$D_1, мм$	$D_2, мм$	$(D_1 + D_2)/2$	$q, Вт$
1	2,87	9,58	8,12	8,85	785
2	4,42	12,40	11,94	12,17	851
3	6,85	17,20	16,90	17,05	942

С увеличением времени наплавки отношение лицевого диаметра точки D_1 к диаметру с обратной стороны пластины D_2 уменьшается.

Полученные зависимости аппроксимировали с помощью стандартной компьютерной программы [18] степенной функцией

$$D = A \cdot t^N.$$

Для лицевого диаметра точки в мм получили значение коэффициентов $A_1 = 4,65$, $N_1 = 0,674$. Для обратной плоскости $A_2 = 3,38$, $N_2 = 0,84$. Средняя точность описания 1,0%.

Аппроксимированные зависимости, как более точно описывающие результаты всех опытов использовали для расчета равновесной эффективной мощности q условного НКИ по диаметрам точек. Вначале, в связи с достаточно близкими лицевым и обратным диаметрами каждой из точек, использовали схему линейного неподвижного источника тепла [9]. Коэффициент температуропроводности принимали $a = 0,5 \text{ см}^2/\text{с}$, объемную теплоемкость $c_p = 2,7 \text{ Дж}/(\text{см}^3\text{C})$ [19]. В результате расчета с помощью программы интегральной показательной функции [18] получили значения эффективных мощностей q (см. табл. 1).

Несмотря на то, что ток сжатой дуги не изменяли, расчетные эффективные мощности отличаются от среднего значения 859 Вт в среднем на 6,4 %. Это может быть объяснено ростом среднего тока сварки из-за участков спада и нарастания тока в начале и конце процесса. Роль таких участков с увеличением времени сварки уменьшается, средний ток увеличивается, что дает кажущееся увеличение эффективной мощности. Возможно, что также сказывается увеличение средней теплоемкости в зоне сварки, обусловленное ростом размеров сварочной ванны. Оценка удельной эффективной мощности [20] на 1 А тока дуги составляет $q_1 = 859/110 \approx 7,8$ Вт/А. Такое значение обусловлено значительной долей времени обратной полярности в дуге и передачей мощности пластине плазмобразующим аргоном.

По схеме НКИ рассчитывали с помощью специальной разработанной компьютерной программы [20] диаметры точек при полученных значениях мощностей из табл. 1 при изменении осевого теплового потока источника тепла q_0 (табл. 2). При вычислении интегралов 1 секунда разбивалась на 50 отрезков, а число членов ряда [16] ограничивалось заданной точностью последнего слагаемого. В качестве численного метода отыскания диаметра точки использовали метод дихотомии [18].

Таблица 2

Расчетные диаметры точки и параметры НКИ

q_0 , Вт/мм ²	D_1 , мм	D_2 , мм	D_H , мм	k , см ⁻²
20,0	10,44	9,97	12,8	7,31
15,0	10,19	9,54	14,8	5,48
12,5	9,89	9,10	16,2	4,57
11,25	9,64	8,75	17,1	4,11
10,0	9,27	8,25	18,1	3,66

Диаметр пятна нагрева D_H превышает лицевой диаметр точки до двух раз. С его уменьшением диаметр D_1 изменяется незначительно. В большей степени изменяется диаметр точки с обратной стороны пластины D_2 . Лучшее совпадение расчетных и опытных диаметров, близкое к 1%, имеет место при $q_0 = 10$ Вт/мм². Данное значение почти в 4 раза меньше, чем для свободной дуги прямой полярности в аргоне на высоколегированной стали [20]. Это можно объяснить тем, что температура плавления алюминиевых сплавов в 2,3 раза меньше. При таком значении q_0 были рассчитаны диаметры точек в опытах № 2 и 3. Среднее отклонение расчетных значений от опытных составляет +5,4%.

Для расчета термических циклов (рис. 1) использовали модифицированную компьютерную программу по расчету диаметров точек. Процесс охлаждения после выключения источника тепла моделировался вводом стока тепла такой же мощности и суммированием действия источника и стока теплоты. Расчеты показали, что на данных режимах существенные отличия температур для лицевой и обратной поверхностей имеют место только в начале процесса. Температура на границе расплава примерно на 20 °С выше, чем температура плавления. Это обусловлено тем, что после отключения дуги некоторое время тепло из центральной зоны точки поступает к границе, увеличивая ее диаметр. То есть время отключения дуги и время достижения максимального диаметра немного не совпадают.

По времени охлаждения центра точки до температуры плавления оценивали время кристаллизации. Это участки крутого спада температур на графиках 1-3 термических циклов. Оно зависит от времени действия источника тепла (диаметра точки) и изменяется в пределах $\approx 0,2-0,6$ с. Температуры ниже 300 °С позволяют определять прочностные характеристики металла для оценки вероятности образования горячих трещин.

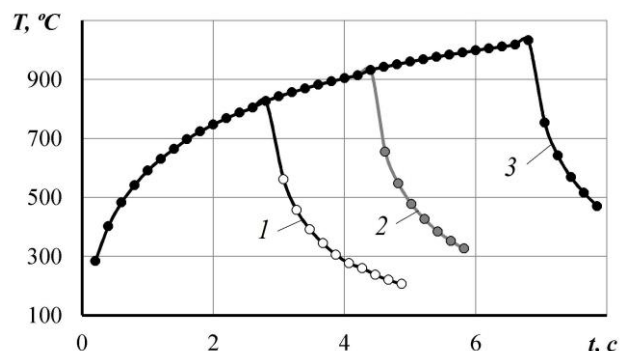


Рис. 1. Расчетные термические циклы при усредненной эффективной мощности $q = 859$ Вт для центра ванны: 1 – $t = 2,87$ с; 2 – $t = 4,42$ с; 3 – $t = 6,85$ с

Распределение температур в поперечном направлении (рис. 2) для тех же термических циклов показывает, что градиент температур dT/dy ниже 600 °С мало зависит от времени действия источника тепла.

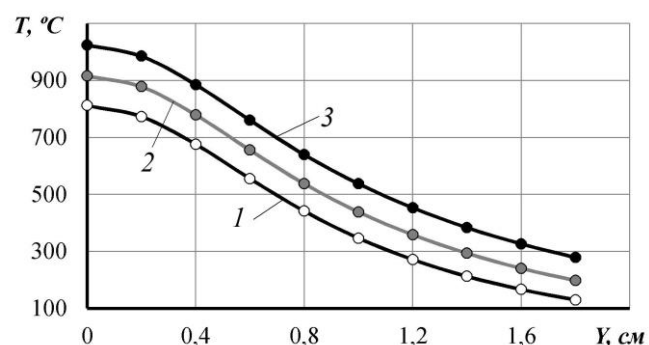


Рис. 2. Радиальное распределение температур на лицевой поверхности в момент выключения дуги

Выводы

1. Расчет термических циклов в свариваемых элементах при сварке электрозаклепками следует проводить по реальным значениям полученных диаметров расплавления. При этом одной из расчетных схем, описывающих распространение тепла в пластине, может быть схема НКИ. Такой подход позволяет учесть потери уноса, составляющие значительную часть эффективной мощности дуги, не прибегая к калориметрическому определению эффективной мощности.

2. Температура плавления в центре расплава достигается за время порядка 0,5 секунды. С увеличением времени действия дуги рост температуры замедляется. Теоретические значения температуры в центре пятна нагрева достигают 1,3-1,7 температур плавления алюминия. Время кристаллизации сварочной ванны изменяется от 0,2 до 0,6 секунд в зависимости от ее диаметра.

ЛИТЕРАТУРА

1. Three-dimensional finite element analysis to predict the effects of SAW process parameters on temperature distribution and angular distortions in single-pass butt joints with top and bottom reinforcements / M.M. Mahapatra, G.L. Datta, B. Pradhan, N.R. Mandal // Int. J. of Pressure Vessels and Piping. – 2006. – Vol. 83. – P. 721-729. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2006.07.011
2. Bag S. Development of a Three-Dimensional Heat Transfer Model for the Gas Tungsten Arc Welding Processes Using the Finite Element Method Coupled with a Genetic Algorithm Based Identification of Uncertain Input Parameters / S. Bag, A. De // Metallurgical and material transactions A. – 2008. – Vol. 39 A. – P. 2698-2710. DOI: 10.1007/s11661-008-9607-1
3. Three-dimensional Heat Transfer Analysis of Two Wire Tandem Submerged Arc Welding / D.V. Kiran, B. Basu, A.K. Shah et al. // ISIJ Int. – 2011. – Vol. 51, is. 5. – P. 793-798. DOI: 10.2355/isijinternational.51.793
4. Bychkov V.M. Computer modeling of localized heat treatment of girth welds / V.M. Bychkov, R.V. Nikiforov // Journal of Engineering Science and Technology Review. – 2015. – Vol.8, is. 8. – P. 54-56.
5. Рыкалин Н.Н. Расчет термического цикла околошовной зоны по очертанию плоской сварочной ванны / Н.Н. Рыкалин, А.И. Бекетов // Сварочное производство. – 1967. – № 9. – С. 22-24.
6. Прохоров Н.Н. Технологическая прочность сварных швов в процессе кристаллизации: монография. – М.: Металлургия, 1979. – 248 с.
7. ГОСТ 2601-84. Сварка металлов. Термины и определение основных понятий. – Изменен 06.1992. – М.: ИПК Издательство стандартов, 1997. – 57 с.
8. ГОСТ Р ИСО 857-1. Сварка и родственные процессы. Словарь. Часть 1. Процессы сварки металлов. Термины и определения. – М.: Стандартинформ, 2010. – 50 с.
9. Теория сварочных процессов. / Под ред. В.В. Фролова. – М.: Высшая школа, 1988. – 559 с.
10. Коновалов А.В. Теория сварочных процессов: учебник. / А.В. Коновалов, А.С. Куркин, Э.Л. Макаров. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2007. – 752 с.
11. Ерохин А.А. Основы сварки плавлением: монография. – М.: Машиностроение, 1973. – 448 с.
12. Лабораторные работы по сварке. / Под ред. Г.А. Николаева. – М.: Высшая школа, 1971. – 320 с.
13. Giedt W.H. GTA Welding Efficiency: Calorimetric and Temperature Field Measurements / W.H. Giedt, L.N. Tallierico, P.W. Fuerschbach // Welding Research Supplement. – 1989 – № 1. – P. 28-32.
14. Столбов В.И. Оптимизация режимов трёхфазной сжатой дуги при сварке алюминия электрозащипками / В.И. Столбов, В.П. Сидоров, И.П. Куркин // Сварочное производство. – 1989. – № 10. – С. 7-9.
15. Столбов В.И. Методика расчёта средней ширины реза при плазменной резке / В.И. Столбов, В.П. Сидоров // Теплофизика технологических процессов. – Куйбышев: КуАИ., 1980. – С.94-98.
16. Денисов П.В. Расчет температуры нагрева тонколистового металла нормально распределенным источником при точечной сварке импульсной дугой / П.В. Денисов, Г.А. Мирлин // Сварочное производство. – 1974. – №1. – С. 3-6.
17. Сидоров В.П. Наплавка покрытыми электродами дугой, питаемой разнополярными импульсами тока // В.П. Сидоров, Д.Э. Советкин // Сварка. Реновация. Триботехника: материалы IX Уральской научно-практической конференции. — Нижний Тагил: НТИ (филиал) УрФУ, 2019. – С. 53-57.
18. Дьяконов В.П. Справочник по алгоритмам и программам на языке Бейсик для персональных ЭВМ. – М.: Наука, 1987. – 240 с.
19. Кархин В.А. Тепловые процессы при сварке: монография. – СПб.: Изд-во политехн. ун-та, 2015. – 572 с.
20. Сидоров В.П. Расчетно-экспериментальное определение провара точки, наплавленной неподвижной дугой / В.П. Сидоров, А.В. Мельзитдинова // Вектор науки ТГУ. – 2018. – №4 (46). – С. 40-46. DOI: 10.18323/2073-5073-2018-4-40-47

DOI: 10.24892/RIJE/20200107

Calculation of Temperatures in the Aluminum Plate by the Diameter of the Melted Points

Sidorov V.P., Sovetkin D.E., Melzitdinova A.V.

Togliatti State University
Togliatti, Russian Federation
vladimir.sidorov.2012@list.ru

Abstract. The concept of equilibrium effective power of welding heat sources is substantiated. This is the difference between the total effective power and loss of ablation for heat transfer to the environment and to the equipment. The use of equilibrium power allows determining the parameters of the heat source and thermophysical coefficients in a mathematical model by the size of the weld pool. A computer program has been developed for calculating the size of the weld pool and thermal cycles during

the action of a normal circular heat source on the plate surface. An example is given of determining the parameters of a normal-circular source using the diameters of the molten points on a plate made of an aluminum alloy by a compressed arc with opposite current pulses. Thermal cycles are calculated for a point on the axis of the heat source at different times of its action. Estimates of the time of crystallization of the molten metal after switching off the arc were made. The calculated radial tempera-

ture distribution was obtained. With this model, the temperatures in the center of the weld pool are close to two aluminum melting points. The developed method of calculating temperatures can be used to determine the optimal modes of spot arc welding, precluding the formation of crystallization cracks.

Keywords: effective power, mathematical model, thermal cycle, compressed arc, bipolar pulses, aluminum, melting points, crystallization time.

REFERENCES

1. Mahapatra M.M., Datta G.L., Pradhan B., Mandal N.R. Three-dimensional finite element analysis to predict the effects of SAW process parameters on temperature distribution and angular distortions in single-pass butt joints with top and bottom reinforcements, *Int. J. of Pressure Vessels and Piping*, 2006, vol. 83, pp. 721-729. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2006.07.011
2. Bag S., De A. Development of a Three-Dimensional Heat Transfer Model for the Gas Tungsten Arc Welding Processes Using the Finite Element Method Coupled with a Genetic Algorithm Based Identification of Uncertain Input Parameters // *Metallurgical and material transactions A*, 2008, vol. 39 A, pp. 2698-2710. DOI: 10.1007/s11661-008-9607-1
3. Kiran D.V., Basu B., Shah A.K. et al. Three-dimensional Heat Transfer Analysis of Two Wire Tandem Submerged Arc Welding, *ISIJ Int.*, 2011, vol. 51, is. 5, pp. 793-798. DOI: 10.2355/isijinternational.51.793
4. Bychkov V.M., Nikiforov R.V. Computer modeling of localized heat treatment of girth welds, *Journal of Engineering Science and Technology Review*, 2015, vol.8, is. 8, pp. 54-56.
5. Rykalin N.N., Beketov A.I. Calculation of the thermal cycle of the heat-affected zone according to the outline of a flat weld pool [Расчет термического цикла околошовной зоны по очертанию плоской сварочной ванны], *Svarochnoe proizvodstvo [Welding production]*, 1967, no. 9, pp. 22-24. (in Russ.)
6. Prokhorov N.N. *Tekhnologicheskaya prochnost' svarnykh shvov v protsesse kristallizatsii: monografiya* [The technological strength of welds in the crystallization process: monograph], Moscow, Metallurgy, 1979, 248 p. (in Russ.)
7. GOST 2601-84. *Svarka metallov. Terminy i opredelenie osnovnykh ponyatiy* [Metal welding. Terms and definition of basic concepts], Changed 06.1992, Moscow, IPK Publishing House of Standards, 1997, 57 p. (in Russ.)
8. GOST R ISO 857-1. *Svarka i rodstvennye protsessy. Slovar'. Chast' 1. Protsessy svarki metallov. Terminy i opredeleniya* [Welding and related processes. Vocabulary. Part 1. Metal welding processes. Terms and Definitions], Moscow, Standartinform, 2010, 50 p. (in Russ.)
9. Frolova V.V. (ed.) *Teoriya svarochnykh protsessov* [Theory of welding processes], Moscow, Higher School, 1988, 559 p. (in Russ.)

10. Konovalov A.V., Kurkin A.S., Makarov E.L. *Teoriya svarochnykh protsessov: uchebnik* [Theory of welding processes: a textbook], Moscow, Publishing House of MSTU. N.E. Bauman, 2007, 752 p. (in Russ.)

11. Erokhin A.A. *Osnovy svarki plavleniem: monografiya* [Basics of fusion welding: a monograph], Moscow, Mechanical Engineering, 1973, 448 p. (in Russ.)

12. Nikolaev G.A. (ed.) *Laboratornye raboty po svarke* [Laboratory work on welding], Moscow, Higher School, 1971, 320 p. (in Russ.)

13. Giedt W.H., Tallerico L.N., Fuerschbach P.W. GTA Welding Efficiency: Calorimetric and Temperature Field Measurements, *Welding Research Supplement*, 1989, no. 1, pp. 28-32.

14. Pillars V.I., Sidorov V.P., Kurkin I.P. Optimization of the three-phase compressed arc modes during aluminum welding with electric rivets [Optimizatsiya rezhimov trekhfaznoy szhatoy dugi pri svarke alyuminiya elektrozaklepkami], *Welding production*, 1989, no. 10, pp. 7-9. (in Russ.)

15. Stolbov V.I., V.P. Sidorov The method of calculating the average width of the cut during plasma cutting [Metodika rascheta sredney shiriny reza pri plazmennoy rezke, *Teplofizika tekhnologicheskikh protsessov [Thermophysics of technological processes]*, Kuibyshev, KuAI., 1980, pp. 94-98. (in Russ.)

16. Denisov P.V., Mirlin G.A. Calculation of the heating temperature of sheet metal by a normally distributed source during spot welding by a pulsed arc [Расчет температуры нагрева тонколистового металла нормальным источником при токовой сварке импульсной дугой], *Welding production*, 1974, no. 1, pp. 3-6. (in Russ.)

17. Sidorov V.P. Sovetkin D.E. Surfacing with an electrode coated arc, fed by bipolar current pulses, *Materialy IX Ural'skoy nauchno-prakticheskoy konferentsii "Svarka. Renovatsiya. Tribotekhnika" [Materials of the IX Ural Scientific and Practical Conference "Welding. Renovation. Tribotechnology"]*, Nizhny Tagil, NTI (branch) of Ural Federal University, 2019, pp. 53-57. (in Russ.)

18. Dyakonov V.P. *Spravochnik po algoritmam i programam na yazyke Beysik dlya personal'nykh EVM* [Reference on algorithms and programs in BASIC for personal computers], Moscow, Nauka, 1987, 240 p. (in Russ.)

19. Karkhin V.A. *Teplovye protsessy pri svarke: monografiya* [Thermal processes in welding: monograph], SPb, Publishing house of the Polytechnic. University, 2015, 572 p. (in Russ.)

20. Sidorov V.P., Melzitdinova A.V. The calculation-experimental determination of penetration of a spot welded by a fixed arc [Расчетно-экспериментальное определение провара точки, наплавленной неподвижной дугой], *Vektor nauki TGU [Vector of science TSU]*, 2018, no. 4 (46), pp. 40-46. (in Russ.)

Библиографическое описание статьи

Сидоров В.П. Расчет температур в алюминиевой пластине по диаметрам расплавленных точек / В.П. Сидоров, Д.Э. Советкин, А.В. Мельзитдинова // *Машиностроение: сетевой электронный научный журнал*. – 2020. – Т.8, №1. – С. 39-43. DOI: 10.24892/RIJE/20200107

Reference to article

Sidorov V.P., Sovetkin D.E., Melzitdinova A.V. Calculation of temperatures in the aluminum plate by the diameter of the melted points, *Russian Internet Journal of Industrial Engineering*, 2020, vol.8, no.1, pp. 39-43. DOI: 10.24892/RIJE/20200107